

មូលដ្ឋាននៃការសិក្សាគណនាមុខកាត់បេតុងប្រេស្តរ៉េកទ័រ

PRESTRESSED CONCRETE A Fundamental Approach

អ្នកនិពន្ធ: EDWARD G. NAWY

បកប្រែដោយ: តេង ឆាយ

វិទ្យាស្ថានជាតិពហុបច្ចេកទេសកម្ពុជា

មហាវិទ្យាល័យសំណង់ស៊ីវិល

ឆ្នាំ ២០១០

មាតិកា**Contents****I. គោលគំនិត (Basic Concepts)**

១.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction).....	1
១.១.ក. ប្រៀបធៀបជាមួយនឹងបេតុងអារម៉េ (Comparison with Reinforced Concrete).....	2
១.១.ខ. លក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចរបស់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង (Economics of Prestressed Concrete)	2
១.២. ប្រវត្តិរបស់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង (Historical Development of Prestressing)	3
១.៣. គោលគំនិតនៃបេតុងប្រែក្នុងត្រាំង (Basic Concepts of Prestressing)	3
១.៣.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	3
១.៣.ខ. Basic Concept Method	5
១.៣.គ. C-Line Method	8
១.៣.ឃ. Load-Balancing Method	10
១.៤. Computation of Fiber Stresses in a Prestressed Beam by the Basic Method	13
១.៥. C-Line Computation of Fiber Stresses	16
១.៦. Load-Balancing Computation of Fiber Stresses	17
ចំណេញ.....	18

II. សម្ភារៈ និងប្រព័ន្ធកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង (Materials and Systems for Prestressing)

២.១. បេតុង (Concrete).....	21
២.១.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction).....	21
២.១.ខ. ប៉ារ៉ាម៉ែត្រដែលជះឥទ្ធិពលដល់គុណភាពរបស់បេតុង (Parameters Affecting the Quality Concrete).....	21
២.១.គ. លក្ខណៈនៃបេតុងដែលកករឹង (Properties of Hardened Concrete).....	21
២.១.គ.1. រេស៊ីស្តង់សង្កត់ (Compressive Strength)	21
២.១.គ.2. រេស៊ីស្តង់ទាញ (Tensile Strength).....	23
២.១.គ.3. រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ (Shear Strength)	24
២.២. ខ្សែកោងទំនាក់ទំនងរវាងកម្លាំងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់បេតុង (Stress-Strain Curve of Concrete).....	24

២.៣. ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច និងការប្រែប្រួលរេស៊ីស្តង់សង្កត់ជាមួយនឹងពេល (Modulus of Elasticity and Change in Compressive Strength with Time)	25
២.៣.ក. បេតុងរេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ (High-Strength Concrete)	27
២.៣.ខ. រេស៊ីស្តង់សង្កត់ដើម និងម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច (Initial Compressive Strength and Modulus)	28
២.៤. Creep	31
២.៤.ក. Effects of Creep	34
២.៤.ខ. Rheological Models	34
២.៥. ការរួមមាឌ (Shrinkage)	36
២.៦. ដែកមិនមែនប្រេកុងត្រាំង (Nonprestressing Reinforcement)	39
២.៧. ដែកប្រេកុងត្រាំង (Prestressing Reinforcement)	42
២.៧.ក. ប្រភេទដែកប្រេកុងត្រាំង (Type of Reinforcement)	42
២.៧.ខ. Stress-Relieved and Low-Relaxation Wires and Strand	44
២.៧.គ. High-Tensile Strength Prestressing Bars	45
២.៧.ឃ. Steel Relaxation	47
២.៧.ង. ច្រែះ និងការខូចខាតរបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង (Corrosion and Deterioration of Strands)	48
២.៨. កុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមារបស់ ACI នៅក្នុងបេតុង និងដែក (ACI Maximum Permissible Stresses in Concrete and Reinforcement)	49
២.៨.ក. កុងត្រាំងបេតុងដែលរងការពត់ (Concrete Stresses in Flexure)	49
២.៨.ខ. កុងត្រាំងដែកប្រេកុងត្រាំង (Prestressing Steel Stresses)	50
២.៩. កុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមារបស់ AASHTO នៅក្នុងបេតុង និងដែក AASHTO Maximum Permissible Stresses in Concrete and Reinforcement	50
២.៩.ក. កុងត្រាំងបេតុងមុនកំហាតបង់ដោយសារ creep និង shrinkage Concrete Stresses before Creep and Shrinkage Losses	50
២.៩.ខ. កុងត្រាំងបេតុងក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការក្រោយកំហាតបង់ Concrete Stresses at Service Load after Losses	51
២.៩.គ. កុងត្រាំងដែកប្រេកុងត្រាំង (Prestressing Steel Stresses)	52
២.៩.ឃ. Relative Humidity Values	52
២.១០. ប្រព័ន្ធកម្លាំងប្រេកុងត្រាំង និង Anchorages (Prestressing Systems and Anchorages) ...	53

២.១០.ក. ការអនុវត្តក្នុងត្រាំងទាញជាមុន (Pretensioning).....	53
២.១០.ខ. ការអនុវត្តក្នុងត្រាំងទាញជាក្រោយ (Post-Tensioning).....	59
២.១០.គ. Jacking System.....	59
២.១០.ឃ. Grouting of Post-Tensioned Tendons	60

III. កំហាតបង់ដោយផ្នែករបស់ប្រេកុងត្រាំង (Partial Loss of Prestress)

៣.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	62
៣.២. Elastic Shortening of Concrete (ES)	65
៣.២.ក. Pretensioned Element.....	65
៣.២.ខ. Post-Tensioned Element.....	68
៣.៣. Steel Stress Relaxation (R)	69
៣.៣.ក. Relaxation Loss Computation.....	69
៣.៣.ខ. ACI-ASCE Method of Accounting for Relaxation Loss	72
៣.៤. Creep Loss (CR)	73
៣.៤.ក. គណនាកំហាតបង់ដោយសារ Creep.....	74
៣.៥. កំហាតបង់ដោយសារការរួមមាឌ Shrinkage Loss (SH)	75
៣.៥.ក. គណនាកំហាតបង់ដោយសារ Shrinkage.....	76
៣.៦. កំហាតបង់ដោយសារការកកិត (Losses Due to Friction) (F).....	77
៣.៦.ក. ឥទ្ធិពលកំណែង (Curvature Effect).....	78
៣.៦.ខ. ឥទ្ធិពលងាករេ (Wobble Effect).....	79
៣.៦.គ. ការគណនាកំហាតបង់ដោយសារការកកិត (Computation of Friction Loss)	81
៣.៧. Anchorage-Seating Losses (A).....	82
៣.៧.ក. Computation of Anchorage-seating Loss	82
៣.៨. កំហាតបង់ប្រេកុងត្រាំងបណ្តាលពីការកោងរបស់អង្គត់ Change of Prestress Due to Bending of Members (Δf_{pB})	82
៣.៩. ការគណនាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងផ្ទៃមរងប្រេកុងត្រាំងជាមុន Step-by-Step Computation of All Time-Dependent Losses in a Prestensioned Member	83

៣.១០. ការគណនាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងផ្ទៃមេរប្រកុងត្រាំងជាក្រោយ	
Step-by-Step Computation of All Time-Dependent Losses	
in a Post-Tensioned Member	91
៣.១១. ការគណនាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងតាមវិធីផលបូកសរុប	
Lump-Sum Computation of Time-Dependent Losses in Prestress	94

IV. ការគណនាមុខកាត់អង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំងរងការពត់

Flexural Design of Prestressed Concrete Elements

៤.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	98
៤.២. ការជ្រើសរើសលក្ខណៈធរណីមាត្រនៃមុខកាត់	
Selection of Geometrical Properties of Section Components	100
៤.២.ក. គោលការណ៍ណែនាំទូទៅ (General Guideline)	100
៤.២.ខ. ម៉ូឌុលមុខកាត់អប្បបរមា (Minimum Section Modulus).....	101
៤.២.ខ.១. ផ្ទៃដែលមានចំណាកផ្ចិតដៃកប្រកុងត្រាំងប្រែប្រួល	
Beam with Variable Tendon Eccentricity	103
៤.២.ខ.២. ផ្ទៃដែលមានចំណាកផ្ចិតដៃកប្រកុងត្រាំងថេរ	
Beam with Constant Tendon Eccentricity	106
៤.៣. ឧទាហរណ៍សម្រាប់ការគណនាក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការ	
Service-Load Design Examples.....	112
៤.៣.ក. ចំណាកផ្ចិតរបស់ដៃកប្រកុងត្រាំងប្រែប្រួល (Variable Tendon Eccentricity).....	112
៤.៣.ខ. ចំណាកផ្ចិតរបស់ដៃកប្រកុងត្រាំងប្រែប្រួលដោយមិនមានការកំណត់កម្ពស់	
Variable Tendon Eccentricity with No Height Limitation.....	115
៤.៣.គ. ចំណាកផ្ចិតរបស់ដៃកប្រកុងត្រាំងថេរ Constant Tendon Eccentricity	119
៤.៤. ការជ្រើសរើសមុខកាត់ និងលក្ខណៈរបស់ផ្ទៃដ៏ត្រឹមត្រូវ	
Proper Selection of Beam Sections and Properties	122
៤.៤.ក. គោលការណ៍ណែនាំទូទៅ (General Guidelines)	122
៤.៤.ខ. ក្រឡាផ្ទៃទាំងមូល មុខកាត់បំប្លែង និងវត្តមានរបស់បំពង់	
Gross Area, the Transformed Section, and the Presence of Ducts.....	124
៤.៤.គ. Envelope សម្រាប់ការដាក់កាបប្រកុងត្រាំង	
Envelopes for Tendon Placement.....	124
៤.៤.ឃ. គុណសម្បត្តិនៃការដាក់កាបប្រកុងត្រាំងជា curved ឬ harped	
Advantages of Curved or Harped Tendons	125
៤.៤.ង. Limiting-Eccentricity Envelopes.....	126

៤.៤.ច. Envelopes ដៃកប្រែកុងត្រាំង (prestressing Tendon Envelopes)	131
៤.៤.ឆ. ការកាត់បន្ថយកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងនៅក្បែរទម្រ	
Reduction of Prestress Force near Support	135
៤.៥. End Block at Support Anchorage Zones	136
៤.៥.ក. ការបែងចែកកុងត្រាំង (Stress Distribution).....	136
៤.៥.ខ. ប្រវែងបង្កប់ និងប្រវែងផ្ទេរនៅក្នុងអង្គត់របស់ប្រែកុងត្រាំងជាមុន	
និងការគណនា Anchorage Reinforcement	
Development and Transfer Length in Pretensioned Members	
and Design of Their Anchorage Reinforcement.....	138
៤.៥.ខ.1. គណនាដៃកតំបន់ផ្ទេរនៅក្នុងឆ្នឹមរបស់ប្រែកុងត្រាំងជាមុន	
Design of Transfer Zone Reinforcement in Pretensioned Beams	139
៤.៥.ខ.2. ការជ្រើសរើសដៃកនៅក្នុងឆ្នឹមរបស់ប្រែកុងត្រាំងជាមុន	
Reinforcement Selection in Pretensioned Beams	140
៤.៥.គ. Post-tensioned Anchorage Zones: Linear Elastic and Strut-and-Tie Theories	141
៤.៥.គ.1. វិធីគណនាសម្រាប់ General Zone (Design Method for General Zone).....	142
៤.៥.គ.2. វិធីវិភាគ Linear Elastic សម្រាប់កំណត់ Confining Reinforcement	
Linear Elastic Analysis Method for Confining Reinforcement Determination..	143
៤.៥.គ.3. Strut-and-Tie Method for Confining End-Block Reinforcement.....	145
៤.៥.គ.4. Allowable Bearing Stresses.....	151
៤.៥.ឃ. គណនាដៃក End Anchorage សម្រាប់ឆ្នឹមប្រែកុងត្រាំងរងការទាញជាក្រោយ	
Design of End Anchorage Reinforcement for Post-tensioned Beams.....	151
៤.៦. គណនាឆ្នឹមសមាសរងការពត់ Flexural Design of Composite Beams	157
៤.៦.ក. ករណីកម្រាលខណ្ឌមិនមានទល់ (Unshored Slab Case).....	158
៤.៦.ខ. ករណីកម្រាលខណ្ឌទល់ពេញ (Fully Shored Slab Case)	159
៤.៦.គ. ទទឹងស្លាបប្រសិទ្ធភាព (Effective Flange Width)	160
៤.៧. Summary of Step-by-Step Trial-and Adjustment Procedure	
for the Service-Load Design of Prestressed member	161
៤.៨. គណនាមុខកាត់សមាសទម្រសាមញ្ញប្រែកុងត្រាំងរងការទាញជាក្រោយ	
Design of Composite Post-Tensioned Prestressed Simply Supported Section.....	168
៤.៩. គណនាមុខកាត់រងការពត់ក្រោមលក្ខខណ្ឌ Ultimate Strength	
Ultimate Strength Flexural Design	180

៤.៩.ក. ម៉ូម៉ង់ប្រេះ (Cracking-Load Moment)	180
៤.៩.ខ. ប្រេកុងត្រាំងដោយផ្នែក (Partial Prestressing)	182
៤.៩.គ. ការកំណត់ម៉ូម៉ង់ប្រេះ (Cracking Moment Evaluation)	182
៤.១០. មេគុណបន្ទុក និងមេគុណរេស៊ីស្តង់	
Load and Strength Factors	184
៤.១០.ក. ភាពទុកចិត្ត និងសុវត្ថិភាពរបស់គ្រឿងបង្កើនបេតុង	
Reliability and structural safety of Concrete Components	184
៤.១១. មេគុណបន្ទុក ACI និងកម្រិតសុវត្ថិភាព	
ACI Load Factors and Safety Margins.....	186
៤.១១.ក. គោលការណ៍ទូទៅ (General Principles)	186
៤.១១.ខ. សមីការមេគុណបន្ទុក ACI (ACI Load Factors Equations).....	188
៤.១១.ខ.1. ការកាត់បន្ថយបន្ទុកអថេរ (Reduction in Live Loads)	190
៤.១១.គ. រេស៊ីស្តង់គណនា និងរេស៊ីស្តង់ធម្មតា: មេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ ϕ	
Design Strength vs Nominal Strength: Strength-Reduction Factor ϕ	190
៤.១២. Limit State in Flexure at Ultimate Load in Bonded Members:	
Decompression to Ultimate Load	192
៤.១២.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction).....	192
៤.១២.ខ. ប្លុកចតុកោណសមមូល និងរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតា	
The Equivalent Rectangular Block and Nominal Moment Strength	193
៤.១២.គ. វិធីបម្រែបម្រួលរាងធៀបកំណត់សម្រាប់ការវិភាគ និងការគណនាមុខកាត់	
Strain Limits Method for Analysis and Design	195
៤.១២.គ.1. គោលការណ៍ទូទៅ (General Principles).....	195
៤.១២.ឃ. ការបែងចែកម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានឡើងវិញនៅក្នុងផ្ទៃមធ្យម	
Negative Moment Distribution in Continuous Beams	198
៤.១២.ង. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតារបស់មុខកាត់ចតុកោណ	
Nominal Moment Strength of Rectangular Sections	200
៤.១២.ង.1. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតារបស់មុខកាត់ដែលមានស្លាប	
Nominal Moment Strength of Flanged Sections.....	202
៤.១២.ង.2. ការកំណត់កុងត្រាំងបាក់ធម្មតារបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង f_{ps}	
Determination of Prestressing Steel Nominal Failure Stress f_{ps}	203
៤.១២.ង.3. តម្លៃកំណត់របស់សន្ទស្សន៍ដែក (Limiting Values of the Reinforcement Index) ...	205
៤.១២.ង.4. ស្ថានភាពកំណត់រងការពត់ក្រោមអំពើ ultimate Load នៅក្នុង Unbonded Tendons	

Limit State in Flexure at Ultimate Load in Nonbonded Tendons.....	210
៤.១៣. Preliminary Ultimate-Load Design.....	212
៤.១៤. Summary Step-By-Step Procedure for Limit-State-At-Failure Design of the Prestressed Members	213
៤.១៥. Ultimate Strength Design of Prestressed Simply Supported Beam by Strain Compatibility	216
៤.១៦. Strength Design of Bonded Prestressed Beam Using Approximate Procedure	223
ចំណេញ.....	228

V. ការគណនាស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ និងស៊ីស្តង់កម្លាំងរងរង

Shear and Torsion Strength Design

៥.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction).....	231
៥.២. ការធ្វើការរបស់ធូបធាតុសាច់មួយក្រោមអំពើកម្លាំងកាត់ Behavior of Homogeneous Beams in Shear	231
៥.៣. ការធ្វើការរបស់ធូបបេតុងអារម៉េដែលមិនមែនជារូបធាតុសាច់មួយ Behavior of Concrete Beams as Nonhomogeneous Sections	234
៥.៤. ធូបបេតុងដែលគ្មានដែកទាញអង្កត់ទ្រូង Concrete Beams without Diagonal Tension Reinforcement.....	235
៥.៤.ក. គំរូបាក់របស់ធូបដែលគ្មានដែកទាញអង្កត់ទ្រូង Modes of Failure of Beams without Diagonal Tension Reinforcement	236
៥.៤.ខ. ការបាក់ដោយការពត់បង្គោង (Flexural Failure [F])	237
៥.៤.គ. ការបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង Diagonal Tension Failure [Flexure shear, FS]	237
៥.៥.ឃ. ការបាក់ដោយបន្ទុកកាត់ និងការសង្កត់ Shear Compression Failure [Web Shear, WS]	239
៥.៥. ក្នុងត្រាំងកាត់ និងក្នុងត្រាំងមេនៅក្នុងធូបប្រែក្នុងត្រាំង Shear and Principal Stresses in Prestressed Beams	240
៥.៥.ក. Flexural-Shear Strength	241
៥.៥.ខ. ស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ទ្រនុង (Web-Shear Strength)	245
៥.៥.គ. ការត្រួតពិនិត្យតម្លៃរបស់ V_{ci} និង V_{cw} សម្រាប់គណនាស៊ីស្តង់បេតុងទ្រនុង V_c Controlling Values of V_{ci} and V_{cw} for the Determination of the Web Concrete Strength V_c	247
៥.៦. ដែកកម្លាំងកាត់ទ្រនុង (Web-Shear Reinforcement).....	248

៥.៦.ក. Web Steel Planar Truss Analogy.....	248
៥.៦.ខ. Web Steel Planar Resistance.....	251
៥.៦.គ. ដែនកំណត់នៃទំហំ និងគំណាតរបស់ដែកកង	
Limitation on Size and Spacing of Stirrups	253
៥.៧. រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ដេកនៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនសមាស	
Horizontal Shear Strength in Composite Construction	254
៥.៧.ក. ក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ (Service-Load Level)	254
៥.៧.ខ. Ultimate-Load Level	255
៥.៨. ជំហានគណនាដែកទ្រទ្រង់សម្រាប់កម្លាំងកាត់	
Web Reinforcement Design Procedure for Shear.....	259
៥.៩. កុងត្រាំងទាញមេនៅក្នុងមុខកាត់មានស្លាប និងគណនាដែករងចាំបញ្ឈរនៅក្នុងមុខកាត់សមាស	
Principal Tensile Stresses in Flanged Sections and Design of Dowel-Action Vertical Steel in Composite Sections	264
៥.១០. គណនាដែករងចាំសម្រាប់សកម្មភាពសមាស	
Dowel Steel Design for Composite Action	266
៥.១១. Dowel Steel Design for Composite Action in an Inverted T Beam.....	268
៥.១២. Shear Strength and Web-Shear Steel Design in a Prestressed Beam.....	270
៥.១៣. Web-Shear Steel Design by Detailed Procedures	274
៥.១៤. Design of Web Reinforcement for a PCI Double T-Beam	277
៥.១៥. Brackets and Corbels.....	283
៥.១៥.ក. ទ្រឹស្តីកម្លាំងកាត់កកិត សម្រាប់ការផ្ទេរកម្លាំងកាត់នៅក្នុង Corbel	
Shear Friction Hypothesis for Shear Transfer in Corbels.....	284
៥.១៥.ខ. ឥទ្ធិពលកម្លាំងដេកខាងក្រៅ (Horizontal External Force Effect).....	286
៥.១៥.គ. ជំហាននៃការគណនា corbel (Sequence of Corbel Design Steps).....	289
៥.១៥.ឃ. Design of a Bracket or Corbel	291
៥.១៦. កុងត្រាំងរងមូល និងរេស៊ីស្តង់រងមូល (Torsional Behavior and Strength).....	294
៥.១៦.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	294
៥.១៦.ខ. ការរងមូលសុទ្ធនៅក្នុងអង្គធាតុបេតុងសុទ្ធ (Pure Torsion in Plain Concrete Elements)	297
៥.១៦.ខ.១. ការរងមូលនៅក្នុងសម្ភារៈអេឡាស្ទិច (Torsion in Elastic Materials).....	297
៥.១៦.ខ.២. ការរងមូលនៅក្នុងសម្ភារៈប្លាស្ទិច (Torsion in Plastic Materials).....	300

៥.១៦.២.៣. Sand-Heap Analogy Applied to L-Beam	301
៥.១៧. ការរមួលនៅក្នុងអង្គត់បេតុងអារម៉េ និងបេតុងប្រេកុងត្រាំង Torsion in Reinforced and Prestressed Concrete Elements	304
៥.១៧.ក. Skew-Bending Theory	304
៥.១៧.ខ. Skew-Bending Theory	307
៥.១៧.គ. Compression Field Theory	308
៥.១៧.ឃ. Plasticity Equilibrium Truss Theory	313
៥.១៧.ឃ.1. Equilibrium in Element Shear	313
៥.១៧.ឃ.2. Equilibrium in Element Torsion	314
៥.១៧.ឃ.3. Shear-Torsion-Bending Interaction	316
៥.១៧.ង. Design of Prestressed Concrete Beams Subjected to Combined Torsion, Shear, and Bending in Accordance with the ACI 319-99 Code.....	319
៥.១៧.ង.1. Compatibility Torsion.....	319
៥.១៧.ង.2. Torsional Moment Strength	320
៥.១៧.ង.3. Hollow Section Wall Thickness.....	323
៥.១៧.ង.4. Torsional Web Reinforcement.....	324
៥.១៧.ង.5. Minimum Torsional Reinforcement	325
៥.១៨. ជំហានក្នុងការសិក្សាគណនាសម្រាប់បន្សុំនៃការរមួល និងការកាត់ Design Procedure for Combined Torsion and Shear	326
៥.១៩. Design of Web Reinforcement for Combined Torsion and Shear in Prestressed Beams	331
ចំណេញ.....	342

VI. គ្រឿងបង្កបេតុងប្រេកុងត្រាំងមិនកំណត់

Indeterminate Prestressed Concrete Structures

៦.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	345
៦.២. គុណវិបត្តិនៃភាពជាប់នៅក្នុងការធ្វើប្រេកុងត្រាំង Disadvantages of Continuity in Prestressing	346
៦.៣. រាងរបស់ដៃកប្រេកុងត្រាំងនៅក្នុងផ្ទៃជាប់ Tendon Layout for Continuous Beam.....	346
៦.៤. វិភាគតាមលក្ខណៈអេឡាស្ទិចសម្រាប់ភាពជាប់របស់អង្គត់ប្រេកុងត្រាំង	

Elastic Analysis for Prestress Continuity	349
៦.៤.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	349
៦.៤.ខ. Support Displacement Method	350
៦.៤.គ. Equivalent Load Method	353
៦.៥. ឧទាហរណ៍ដែលទាក់ទងនឹងភាពជាប់	
Example Involving Continuity	355
៦.៥.ក. ឥទ្ធិពលនៃភាពជាប់ក្នុងការបំប្លែង C-line សម្រាប់ Draped Tendon	
Effect of Continuity on Transformation of C-Line for Draped Tendons	355
៦.៥.ខ. ឥទ្ធិពលនៃភាពជាប់ក្នុងការបំប្លែង C-line សម្រាប់ Harped Tendon	
Effect of Continuity on Transformation of C-Line for Harped Tendons	360
៦.៦. Linear Transformation and Concordance of Tendon	362
៦.៦.ក. Verification of Tendon Linear Transformation Theorem	363
៦.៦.ខ. Concordance Hypotheses	366
៦.៧. រេស៊ីស្តង់ ultimate និងស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់របស់ឆ្នឹមជាប់	
Ultimate Strength and Limit State at Failure of Continuous Beam	369
៦.៧.ក. ការពិចារណាទូទៅ (General Consideration)	369
៦.៧.ខ. ការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ (Moment Redistribution)	370
៦.៨. Tendon Profile Envelope and Modifications	370
៦.៩. ទីតាំងរបស់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំង និង C-line នៅក្នុងឆ្នឹមជាប់	
Tendon Profile Envelope and Modifications	372
៦.១០. ការបំប្លែងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងដើម្បីប្រើគុណប្រយោជន៍នៃភាពជាប់	
Tendon Transformation to Utilize Advantages of Continuity	384
៦.១១. ការសិក្សាគណនាសម្រាប់ភាពជាប់ដោយប្រើដៃកធម្មតានៅត្រង់ទម្រ	
Design of Continuity Using Nonprestressed Steel at Support	389
៦.១២. គ្រឿងបង្កគ្រោងមិនកំណត់ Indeterminate Frames and Portals	
៦.១២.ក. លក្ខណៈទូទៅ (General Properties)	393
៦.១២.ខ. កម្លាំង និងម៉ូម៉ង់នៅក្នុងគ្រោង Portal	
Forces and Moments in Portal Frames	394
៦.១២.គ. ការអនុវត្តទៅលើគ្រោងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំង	
Application to Prestressed Concrete Frames	400
៦.១២.ឃ. Design of Prestressed Concrete Bonded Frame	404
៦.១៣. ការសិក្សាគណនា (វិភាគ) កំណត់នៃឆ្នឹម និងគ្រោងមិនកំណត់	

Limit Design (Analysis) of Indeterminate Beams and Frames.....	419
៦.១៣.ក. Method of Imposed Rotation.....	420
៦.១៣.ខ. ការកំណត់មុំរង្វិលសន្លាក់ប្លាស្ទិកនៅក្នុងថ្នើមជាប់	
Determination of Plastic Hinge Rotations in Continuous Beams	425
៦.១៣.គ. លទ្ធភាពនៃមុំរង្វិលរបស់សន្លាក់ប្លាស្ទិក	
Rotational Capacity of Plastic Hinges.....	427
៦.១៣.ឃ. ការគណនាលទ្ធភាពនៃមុំរង្វិលដែលអាចកើតមាន	
Calculation of Available Rotational Capacity.....	430
៦.១៣.ង. ត្រួតពិនិត្យសម្រាប់ Serviceability របស់មុំរង្វិលប្លាស្ទិក	
Check for Plastic Rotation Serviceability	431
ចំណោទ.....	433

VII. ភាពកោង ភាពងាប់ និងការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះ

Camber, Deflection and Crack Control

៧.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	435
៧.២. ការសន្មត់ក្នុងការគណនាភាពងាប់	
Basic Assumptions in Deflection Calculations	436
៧.៣. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លី (ខណៈ) របស់អង្គត់ប្រេះ និងអង្គត់ដែលគ្មានប្រេះ	
Short-Term (Instantaneous) Deflection of Uncracked and Cracked Members.....	437
៧.៣.ក. ទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់ (Load-Deflection Relationship)	437
៧.៣.ក.១. តំបន់ទី១ Precracking stage	438
៧.៣.ក.២. ការគណនាម៉ូម៉ង់ប្រេះ M_{cr} (Calculation of Cracking Moment M_{cr}).....	440
៧.៣.ក.៣. តំបន់ទី២ Postcracking service-load stage.....	440
៧.៣.ក.៤. តំបន់ទី២ Postserviceability cracking stage and limit state of deflection behavior at failure.....	441
៧.៣.ខ. មុខកាត់អត់ប្រេះ (Uncracked Sections)	441
៧.៣.ខ.១. ការគណនាភាពងាប់(Deflection calculation).....	441
៧.៣.ខ.២. ការគណនាបម្រែបម្រួលរាងធ្មេប និងកំណោង (Strain and Curvature Evaluation)	443
៧.៣.ខ.៣. ភាពងាប់ភ្លាមៗនៃថ្នើមទម្រង់សាមញ្ញដែលរងប្រែក្នុងត្រាំងដោយដៃក្របក្នុងត្រាំងរាងប៉ារ៉ាបូល	
Immediate Deflection of Simply Supported Beam Prestressed with Parabolic Tendon	445
៧.៣.គ. មុខកាត់ប្រេះ (Cracked Sections)	446
៧.៣.គ.១. វិធីគណនាម៉ូម៉ង់និចលភាពប្រសិទ្ធភាព	

Effective-moment-of-inertia Computation Method	446
៧.៣.គ.2. Bilinear Computation Method	448
៧.៣.គ.3. វិធីកំណើនម៉ូម៉ង់-កំណោង (Incremental Moment-Curvature Method)	449
៧.៤. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លីក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ (Short-Term Deflection at Service Load) ...	453
៧.៤.ក. ឧទាហរណ៍ ៧.៣ Non-Composite Uncracked Double T-Beam Deflection	453
៧.៥. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លីរបស់ថ្នើមប្រេកុងត្រាំងដែលប្រេះ	
Short-Term Deflection of Cracked Prestressed Beams	461
៧.៥.ក. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លីរបស់ថ្នើមនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៣ ប្រសិនបើមុខកាត់មានប្រេះ	
Short-Term Deflection of Cracked Prestressed Beam in Example 7.3 if cracked ...	461
៧.៦. ការសង់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណោង	
Construction of Moment-Curvature Diagram.....	463
៧.៧. ឥទ្ធិពលនៃរយៈពេលវែងទៅលើភាពងាប់ និងភាពកោង	
Long-Term Effects on Deflection and Camber.....	470
៧.៧.ក. វិធីមេគុណ PCI (PCI Multipliers Method)	470
៧.៧.ខ. វិធីកំណើនតាមពេល (Incremental Time-Steps Method).....	471
៧.៧.គ. វិធីប្រហាក់ប្រហែលដោយចន្លោះពេល (Approximate Time-Steps Method)	475
៧.៧.ឃ. ការគណនាភាពងាប់ដោយកុំព្យូទ័រ	
Computer Methods for Deflection Evaluation.....	477
៧.៧.ង. ភាពងាប់របស់ថ្នើមសមាស	
Deflection of Composite Beams	477
៧.៨. ភាពងាប់អនុញ្ញាត (Permissible Limits of Calculated Deflection).....	478
៧.៩. ការគណនាភាពងាប់ និងភាពកោងរយៈពេលវែងដោយវិធីមេគុណ PCI	
Long-Term Camber and Deflection Calculation by the PCI Multipliers Method ...	481
៧.១០. ការគណនាភាពងាប់ និងភាពកោងរយៈពេលវែងដោយវិធីកំណើនចន្លោះពេល	
Long-Term Camber and Deflection Calculation by the Incremental Time-Steps Method.....	483
៧.១១. ការគណនាភាពងាប់ និងភាពកោងរយៈពេលយូរដោយ approximate Time-Steps Method	
Long-Term Camber and Deflection Calculation by the Approximate Time-Steps Method.....	495
៧.១២. ការគណនាភាពងាប់រយៈពេលយូររបស់ Composite Double-T Cracked Beam	
Long-Term Deflection of Composite Double-T Cracked Beam	500
៧.១៣. ស្នាមប្រេះ និងការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះនៅក្នុងថ្នើមប្រេកុងត្រាំង	
Cracking Behavior and Crack Control in Prestressed Beams.....	508
៧.១៣.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	508

៧.១៣.ខ. រូបមន្តគណិតវិទ្យាសម្រាប់វិនិច្ឆ័យស្នាមប្រេះ	
Mathematical Model Formulation for Serviceability Evaluation.....	509
៧.១៣.គ. សមីការសម្រាប់ផ្ទៃមេរងការទាញជាមុន	
Expressions for Pretensioned Beams	511
៧.១៣.ឃ. សមីការសម្រាប់ផ្ទៃមេរងការទាញជាក្រោយ	
Expressions for Post-tensioned Beams.....	512
៧.១៣.ង. ការផ្តល់ឱ្យរបស់ ACI Code ថ្មី (ACI New Code Provisions).....	513
៧.១៣.ច. ឥទ្ធិពលរយៈពេលយូរទៅលើការរីកធំនៃទទឹងស្នាមប្រេះ	
Long-Term Effects on Crack-width Development.....	515
៧.១៣.ឆ. ទំហំស្នាមប្រេះអនុគ្រោះ (Tolerable Crack-widths).....	515
៧.១៤. ការគណនាទំហំ និងគំលាតស្នាមប្រេះនៅក្នុង Pretensioned T-Beam ដែលមិនមានដែកធម្មតា	
Crack Width and Spacing Evaluation in Pretensioned T-Beam without Mild Steel	515
៧.១៥. ការគណនាទំហំ និងគំលាតស្នាមប្រេះនៅក្នុង Pretensioned T-Beam ដែលមានដែកមិន	
រងប្រេកុងត្រាំង	
Crack Width and Spacing Evaluation in Pretensioned T-Beam Containing Nonprestressed Steel	517
៧.១៦. ការគណនាទំហំ និងគំលាតស្នាមប្រេះនៅក្នុង Pretensioned I-Beam ដែលមានដែកធម្មតា	
មិនរងប្រេកុងត្រាំង	
Crack Width and Spacing Evaluation in Pretensioned I-Beam Containing Nonprestressed Mild Steel.....	518
៧.១៧. ការគណនាទំហំ និងគំលាតស្នាមប្រេះនៅក្នុង Post-tensioned T-Beam ដែលមានដែក	
មិនរងប្រេកុងត្រាំង	
Crack Width and Spacing Evaluation in Post-tensioned T-Beam Containing Nonprestressed Steel	519
ចំណេរ.....	521

VIII. អង្កត់រងការសង្កត់ និងរងការទាញប្រេកុងត្រាំង Prestressed Compression and Tension Members

៨.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction).....	525
៨.២. អង្កត់រងការសង្កត់ប្រេកុងត្រាំង: អន្តរអំពើរវាងបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់នៅក្នុងសសរ និងសសរគ្រឹះ	
Prestressed Compression Members: Load-Moment Interaction in Columns and Piles	526
៨.៣. មេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ ϕ (Strength Reduction Factor ϕ)	532

៨.៤. ដំណើរការសម្រាប់សិក្សាគណនាអង្គត់ខ្លីរងការសង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំង	
Operational Procedure for the Design of Nonslender Prestressed `	
Compression Members	533
៨.៥. សង់ដ្យាក្រាមអន្តរអំពើរវាងបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់	
Construction of Nominal Load-Moment ($P_n - M_n$) and Design ($P_u - M_u$)	
Interaction Diagram	535
៨.៦. ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ដោយ Buckling របស់សសរវែងប្រកុងត្រាំង	
Limit State at Buckling Failure of Slender (long) Prestressed Columns	541
៨.៦.ក. ការពិចារណាពី Buckling (Buckling Considerations).....	545
៨.៧. វិធីម៉ូម៉ង់បន្ថែម: ការវិភាគដ៏ក្រទី១	
Moment Magnification Method: First-order Analysis	546
៨.៧.ក. Moment Magnification in Non-Sway Frames	547
៨.៧.ខ. Moment Magnification in Sway Frames	549
៨.៨. ការវិភាគគ្រោងដ៏ក្រទីពីរ និងឥទ្ធិពល $P - \Delta$	
Second-Order Frames Analysis and the $P - \Delta$ Effects.....	551
៨.៩. Operational Procedure and Flowchart for the Design of Slender Column	552
៨.១០. សិក្សាគណនាសសរប្រកុងត្រាំងវែង	
Design of Slender (Long) Prestressed Column.....	554
៨.១១. អង្គត់រងការសង្កត់រងការពត់ពីរទិស (Compression Members in Biaxial Bending)	560
៨.១១.ក. Exact Method of Analysis	560
៨.១១.ខ. Load Contour Method of Analysis	562
៨.១១.គ. Step-by-Step Operational Procedure for the Design of Biaxially	
Loaded Columns	566
៨.១២. ការពិចារណាក្នុងការសិក្សាគណនាអនុវត្តន៍ (Practical Design Considerations)	567
៨.១២.ក. ដែកបណ្តោយ ឬដែកមេ (Longitudinal or Main Reinforcement).....	567
៨.១២.ខ. ដែកខាងសម្រាប់សសរ (Lateral Reinforcement for Columns).....	568
៨.១២.ខ.១. ដែកចំណងខាង (Lateral ties).....	568
៨.១២.ខ.២. ដែកកងវិល (Spirals).....	568
៨.១២.ខ.៣. សិក្សាគណនា Spiral Lateral Reinforcement	570
៨.១៣. Reciprocal Load Method for Biaxial Bending	571
៨.១៤. Modified Load Contour Method for Biaxial Bending	573

៨.១៤.ក. ដែកខាងសម្រាប់សសរ (Lateral Reinforcement for Columns)	573
៨.១៥. អង្គត់រងការទាញប្រកុងត្រាំង (Prestressed Tension Members)	575
៨.១៥.ក. កុងត្រាំងបន្ទុកសេវាកម្ម (Service-Load Stresses)	575
៨.១៥.ខ. កំហូចទ្រង់ទ្រាយ (Deformation Behavior).....	578
៨.១៥.គ. Decompression and Cracking.....	578
៨.១៥.ឃ. ស្ថានភាពនៅពេលបាក់ និងមេគុណសុវត្ថិភាព Limit State at Failure and Safety Factors	579
៨.១៦. Suggested Step-by-Step procedure for the Design of Tension Members	580
៨.១៧. សិក្សាគណនាអង្គត់រងការទាញ (Design of Linear Tension Members).....	583
ចំណេរ.....	586

IX. ប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រកុងត្រាំងពីរទិស Two-Way Prestressed Concrete Floor Systems

៩.១. សេចក្តីផ្តើម: រំលឹកពីវិធីសាស្ត្រ (Introduction: Review of Method).....	588
៩.១.១. វិធី ACI Code ពាក់កណ្តាលអេឡាស្ទិច (The Semielastic ACI Code Approach)	591
៩.១.២. The Yield-Line Method	591
៩.១.៣. The Limit Theory of Plates	591
៩.១.៤. វិធីចំរៀក (The Stripe Method)	592
៩.១.៥. សេចក្តីសង្ខេប (Summary).....	592
៩.២. ការធ្វើការរបស់កម្រាលខណ្ឌពីរទិសក្រោមការពត់បង្គោល Flexural Behavior of Two-Way Slabs and Plates	592
៩.២.១. អំពើពីរទិស (Two-Way Action).....	592
៩.២.២. Relative Stiffness Effects.....	594
៩.៣. វិធីគ្រោងសមមូល (The Equivalent Frame Method)	595
៩.៣.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction).....	595
៩.៣.២. ដែនកំណត់របស់វិធីគណនាដោយផ្ទាល់ (Limitations of the Direct Design Method).....	596
៩.៣.៣. ការកំណត់ម៉ូម៉ង់ស្ថាទិច M_o (Determination of the Statical Moment M_o).....	596
៩.៣.៤. វិភាគគ្រោងសមមូល (Equivalent Frame Analysis).....	599
៩.៣.៥. គំរូនៃការដាក់បន្ទុកនៅលើល្វែង (Pattern Loading of Spans).....	602

៩.៤. បន្ទុកលំនឹងពីរទិស (Two-Directional Load Balancing).....	603
៩.៥. រេស៊ីស្តង់បង្កោងរបស់កម្រាលប្រេកុងត្រាំង (Flexural Strength of Prestressed Plates).....	605
៩.៥.១. ម៉ូម៉ង់គណនា M_u (Design Moments M_u)	605
៩.៦. Banding of Prestressing Tendons and Limiting Concrete Stresses.....	609
៩.៦.១. ការពង្រាយដែកប្រេកុងត្រាំង (Distribution of Prestressing Tendons)	609
៩.៦.២. កុងត្រាំងទាញកំណត់របស់បេតុងក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកសេវាកម្ម Limiting Concrete Tensile Stresses at Service Load	611
៩.៦.២.១. ការពត់បង្កោង (Flexure).....	611
៩.៦.២.២. ដែកពង្រឹង (Reinforcement)	611
៩.៦.២.៣. កម្លាំងកាត់ (Shear)	613
៩.៧. Load-Balancing Design of a Single-Panel Two-way Floor Slab.....	615
៩.៨. ប្រព័ន្ធកម្រាលមួយទិស (One-Way Slab Systems).....	621
៩.៩. ការផ្ទេរ Shear-Moment ទៅសរសៃដែលទ្រ Flat Plate Shear-Moment Transfer to Column Supporting Flat Plates	621
៩.៩.១. រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ (Shear Strength)	621
៩.៩.២. Shear-Moment Transfer	622
៩.៩.៣. តម្រូវការភាពដាច់សម្រាប់កម្រាលអប្បបរមា: វិធីមិនផ្ទាល់ Deflection Requirements for Minimum Thickness: An Indirect Approach.....	625
៩.១០. Step-By-Step Trial-and-Adjustment Procedure for the Design of a Two-Way Prestressed Slab and Plate System	626
៩.១១. សិក្សាគណនាប្រព័ន្ធកម្រាល Flat-Plate បេតុងប្រេកុងត្រាំងទាញជាគ្រោយ Design of Prestressed Post-Tensioned Flat-Plate Floor System.....	629
៩.១២. វិធីដោយផ្ទាល់ក្នុងការគណនាភាពដាច់ (Direct Method of Deflection Evaluation)	654
៩.១២.១. វិធីគ្រោងសមមូល (The Equivalent Frame Approach)	654
៩.១២.២. ភាពដាច់ចំរៀងលើសរសៃ និងភាពដាច់ចំរៀងកណ្តាលល្វែង The Equivalent Frame Approach.....	656
៩.១៣. គណនាភាពដាច់របស់កម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស (Deflection Evaluation of Two-Way Prestressed Concrete Floor Slabs)	657
៩.១៤. ទ្រឹស្តី Yield-Line សម្រាប់ Plates ពីរទិស Yield-Line Theory for Two-Way-Action Plates.....	661
៩.១៤.១. គោលគំនិតនៃ Hinge-Field Failure Mechanism ក្នុងការពត់បង្កោង	

Fundamental Concepts of Hinge-Field Failure Mechanisms in Flexure	662
៩.១៤.២. Failure Mechanism and Moment Capacities of Slabs of Various Shapes Subjected to Distributed or Concentrated Loads	667
៩.១៥. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ Yield Line របស់កម្រាលបេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស Yield-Line Moment Strength of a Two-Way Prestressed Concrete Plate.....	673
ចំណេត.....	675

X. តំណសម្រាប់អង្កត់បេតុងប្រេកុងត្រាំង

Connections for Prestressed Concrete Elements

១០.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	676
១០.២. កម្រិតអត់ឱន (Tolerance).....	677
១០.៣. អង្កត់សមាស (Composite Members).....	678
១០.៤. ទ្រនាប់ទម្របេតុងអារម៉េនៅក្នុងអង្កត់សមាស Reinforced Concrete Bearing in Composite Members	679
១០.៤.១. គណនាទ្រនាប់ទម្របេតុងអារម៉េ (Reinforced Bearing Design)	683
១០.៥. Dapped-End Beam Connections	684
១០.៥.១. ការកំណត់ដែកពង្រឹងដើម្បីទប់ទល់ការបាក់ Determination of Reinforcement to Resist Failure.....	685
១០.៥.១.១. ដែករងការពត់ និងដែករងការទាញតាមអ័ក្ស (Flexure and Axial Tension)	685
១០.៥.១.២. ដែករងកម្លាំងកាត់បញ្ឈរដោយផ្ទាល់ (Direct Vertical Shear)	686
១០.៥.១.៣. ដែករងកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងត្រង់កាច់ជ្រុង Diagonal Tension at Reentrant Corner.....	687
១០.៥.១.៤. ដែករងកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងនៅក្នុង Dapped end Diagonal Tension in the Dapped end.....	688
១០.៥.២. គណនាតំណរបស់ Dapped end Beam Dapped-End Beam Connection Design	688
១០.៦. Brackets និង Corbel បេតុងអារម៉េ Reinforced Concrete Brackets and Corbels	691
១០.៧. ផ្នែកលយចេញរបស់ថ្នើមបេតុងអារម៉េ (Concrete Beam Ledges)	692
១០.៧.១. ការគណនាតំណថ្នើមលយចេញ (Design of Ledge Beam Connection)	694
១០.៨. លំអិតតំណដែលបានជ្រើសរើស (Selected Connection Details)	697
ចំណេត.....	705

XI. អាងស្តុករាងមូល និងដំបូលកោងបេតុងប្រេកុងត្រាំង**Prestressed Concrete Circular Storage Tanks and Shell Roofs**

១១.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)	706
១១.២. គោលការណ៍ និងដំណើរការសិក្សាគណនា (Design Principles and Procedures)	707
១១.២.១. កម្លាំងខាងក្នុង (Internal Loads)	707
១១.២.២. ម៉ូម៉ង់ទប់ M_o និងកម្លាំងកាត់; Radial Q_o នៅត្រង់បាតជញ្ជាំងដែលរអិលដោយសេរីដែល កើតពីសម្ពាធសារធាតុរាវ Restraining Moment M_o and Radial Shear Force Q_o at Freely Sliding Wall Base Due to Liquid Pressure	710
១១.២.២.១. Membrane Theory	710
១១.២.២.២. ទ្រឹស្តីបទពត់បង្ហោង (Bending Theory)	711
១១.២.៣. សមីការទូទៅនៃកម្លាំង និងបំលាស់ទី General Equations of Forces and Displacements	714
១១.២.៤. Ring Shear Q_o and Moment β^4 Gas Containment	718
១១.៣. ម៉ូម៉ង់ M_o និង កម្លាំង Ring Shear Q_o នៅក្នុងអាងស្តុកសារធាតុរាវ Moment M_o and Ring Force Q_o in Liquid Retaining Tank	719
១១.៤. កម្លាំង Ring Shear Q_y នៅត្រង់ពាក់កណ្តាលកម្ពស់របស់ជញ្ជាំង Ring Force Q_y at Intermediate Heights of Wall	722
១១.៥. Cylindrical Shell Membrane Coefficients	723
១១.៦. Prestressing Effects on Wall Stresses for Fully Hinged, Partially Sliding and Hinged, Fully Fixed, and Partially Fixed Bases	733
១១.៦.១. បាតជញ្ជាំងរអិលដោយសេរី (Freely Sliding Wall Base)	733
១១.៦.២. បាតជញ្ជាំងជាទម្រង់ស្លាក់ (Hinged Wall Base)	734
១១.៦.៣. បាតជញ្ជាំងរអិលដោយផ្នែក និងមានទម្រង់ស្លាក់ Partially Sliding and Hinged Wall Base	736
១១.៦.៤. បាតជញ្ជាំងបង្កប់ពេលលេញ (Fully Fixed Wall Base)	736
១១.៦.៥. បាតជញ្ជាំងបង្កប់មិនពេញលេញ (Partially Fixed Wall Base)	739
១១.៦.៥.១. ការទប់នឹងការវិល (Rotational Restraint)	739
១១.៦.៥.២. Base Radial Deformation	742
១១.៧. Recommended Practice for Situ-Cast and Precast Prestressed Concrete Circular Storage Tanks	744

១១.៧.១. កងត្រាំង (Stresses)	744
១១.៧.២. មេគុណបន្ទុក និងរេស៊ីស្តង់តម្រូវការ (Required Strength Load Factors)	746
១១.៧.៣. តម្រូវការអប្បបរមាក្នុងការគណនាជញ្ជាំង Minimum Wall-Design Requirements	746
១១.៧.៣.១. កម្លាំងវិល្ល (Circumferential Forces)	746
១១.៧.៣.២. កម្រាស់ និងកងត្រាំង (Thickness and Stresses).....	747
១១.៧.៣.៣. ភាពងាប់ (Deflections)	747
១១.៧.៣.៤. ឥទ្ធិពលទប់ (Restraint Effects).....	747
១១.៧.៣.៥. ដែកធម្មតាសម្រាប់ការផ្គុំនៅបាត (Mild Steel for Base Anchorage)	748
១១.៧.៣.៦. កម្រាស់ជញ្ជាំងអប្បបរមា (Minimum Wall Thickness).....	748
១១.៨. គ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះនៅក្នុងជញ្ជាំងរបស់អាងបេតុងប្រេកុងត្រាំងរាងមូល Crack Control in Walls of Circular Prestressed Concrete Tanks.....	749
១១.៩. ការសិក្សាគណនាដំបូង (Roof Design)	749
១១.៩.១. Membrane Theory of Spherical Domes.....	750
១១.៩.១.១. Shell of Revolution	750
១១.៩.១.២. ដំបូលកោងរាងស្វ៊ែរ (Spherical Dome)	752
១១.១០. អាងបេតុងប្រេកុងត្រាំងដែលមានដែកប្រេកុងត្រាំងវិល្ល Prestressed Concrete Tanks with Circumferential Tendons	758
១១.១១. Step-by-Step Procedure for the Design of Circular Prestressed Concrete Tanks and Dome Roofs	762
១១.១២. Design of Circular Prestressed Concrete Water-Retaining Tank and Its Domed Roof	770
ចំណេញ	784

XII. ការសិក្សាគណនាស្ថានបេតុងស្តង់ដារ AASTHO និង LRFD LRFD and Standard AASTHO Design of Concrete Bridges

១២.១. សេចក្តីផ្តើម: សុវត្ថិភាព និងទំនុកចិត្ត Introduction: Safety and Reliability.....	785
១២.២. លក្ខណៈបច្ចេកទេសនៃបន្ទុករថយន្តរបស់ LRFD និង AASTHO Standard (LFD) AASTHO Standard (LFD) and LRFD Truck Load Specification	787
១២.២.២. ការបែងចែកបន្ទុកកង់នៅលើកំរាលស្ពាន: លក្ខណៈបច្ចេកទេសស្តង់ដារ AASTHO	

Wheel Load Distribution on Bridge Decks: Standard AASHTO Specifications (LFD)	792
១២.២.៣. ម៉ូម៉ង់ពត់បង្កោងនៅក្នុងកំរាលស្ពាន: លក្ខណៈបច្ចេកទេសស្តង់ដារ AASHTO (LFD)	
Bending Moments in Bridge Decks Slabs: Standard AASHTO Specifications (LFD)	794
១២.២.៤. បន្ទុកខ្យល់ (Wind Loads)	795
១២.២.៥. កម្លាំងរញ្ជួយដី (Seismic Forces)	796
១២.២.៦. ការបន្សំបន្ទុក AASHTO LFD	
AASHTO LFD Load Combination	796
១២.២.៧. ការបន្សំបន្ទុក LRFD	
LRFD Load Combinations	798
១២.៣. ការពិចារណាពីការសិក្សាគណនាការពត់បង្កោង (Flexural Design Considerations)	803
១២.៣.១. បម្រែបម្រួលនៃបម្រែបម្រួលរាងធ្យូប ϵ និងមេគុណ ϕ : វិធីបម្រែបម្រួលរាងធ្យូបកំណត់	
Strain ϵ and Factor ϕ Variations: The Strain Limits Approach	803
១២.៣.២. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ពត់បង្កោងមេគុណ (Factored Flexural Resistance)	805
១២.៣.៣. ប៉ារ៉ាម៉ែត្រគណនាការពត់បង្កោង (Flexural Design Parameters)	805
១២.៣.៤. ដែនកំណត់របស់ដែកពង្រឹង (Reinforcement Limits)	807
១២.៤. ការពិចារណាពីការសិក្សាគណនាកម្លាំងកាត់ (Shear Design Considerations)	807
១២.៤.១. The Modified Compression Field Theory	807
១២.៤.២. សមីការគណនា (Design Expressions)	809
១២.៤.២.១. AASHTO Standard Specification (LFD)	809
១២.៤.២.២. LRFD Specification	810
១២.៤.២.៣. គំលាតអតិបរមារបស់ដែកទ្រទ្រង់	
Maximum Spacing of Web Reinforcement	813
១២.៥. Horizontal Interface Shear	813
១២.៥.១. គំលាត Dowel Reinforcement អតិបរមា	816
១២.៦. បន្ទុកកម្លាំងកាត់ និងការរមួល (Combined Shear and Torsion)	816
១២.៧. AASHTO-LRFD Flexural-Strength Design Specifications	
vs. ACI Code Provisions	818
១២.៨. វិធីសិក្សាគណនាជាជំហានៗ (Step-by-Step Design Procedure (LRFD))	820
១២.៩. LRFD Design of Bulb-Tee Bridge Deck	825

១២.១០. ការសិក្សាគណនាកម្លាំងកាត់ និងភាពងាប់ LRFD	
LFRD Shear and Deflection Design	841
១២.១១. សិក្សាការពត់បង្គោលរបស់ផ្ទៃមេស្ពានប្រកុងត្រាំងតាម Standard AASTHO (LFD)	
Standard AASTHO Flexural Design of Prestressed Bridge Deck Beams (LFD).....	850
១២.១២. សិក្សាគណនាដកកម្លាំងកាត់របស់ផ្ទៃមេស្ពានតាម Standard AASTHO	
Standard AASTHO Shear-Reinforcement Design of Bridge Deck Beams	860
១២.១៣. សិក្សាគណនាដកកម្លាំងកាត់ និងដកកម្លាំងរមួលរបស់ស្ពានរតប្រអប់	
Shear and Torsion Reinforcement Design of a Box-Girder Bridge.....	865
១២.១៤. សមីការសម្រាប់សិក្សាគណនាសំខាន់ៗសម្រាប់ LRFD ក្នុងទម្រង់ប្រព័ន្ធខ្នាត SI	
LRFD Major Design Expressions in SI Format.....	870
ចំណេញ.....	872

ឧបសម្ព័ន្ធ

Appendix

ឧបសម្ព័ន្ធ (Appendix).....	875
----------------------------	-----

I. គោលគំនិត Basic Concepts

១.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

បេតុងមានលក្ខណៈខ្វែងក្នុងការសង្កត់ ប៉ុន្តែវាមានលក្ខណៈខ្សោយក្នុងការទាញ (ដែលនៅចន្លោះពី 8% ទៅ 12% នៃលក្ខណៈសង្កត់) ។ ដោយសារលក្ខណៈខ្សោយក្នុងការទាញនេះ ស្នាមប្រេះដែលកើតពីការពត់នឹងកើតមាននៅដំណាក់កាលដំបូងនៃការដាក់បន្ទុក ។ ដើម្បីកាត់បន្ថយ ឬការពារមិនអោយមានស្នាមប្រេះនេះ គេត្រូវអនុវត្តកម្លាំងចម្លើត ឬចាកផ្ចិតតាមទិសបណ្តោយរបស់អង្គត់គ្រឿងបង្កើត ។ ដូចនេះកម្លាំងនេះបានបង្កើនលក្ខណៈក្នុងការពត់ លក្ខណៈក្នុងការកាត់ និងលក្ខណៈក្នុងការរមួលរបស់មុខកាត់ ។ បន្ទាប់មកមុខកាត់អាចធ្វើការជាលក្ខណៈអេឡាស្ទិច ហើយមុខកាត់មានលក្ខណៈរឹងក្នុងការសង្កត់ស្ទើរតែពេញ នៅពេលដែលបន្ទុកទាំងអស់មានអំពើមកលើគ្រឿងបង្កើត ។

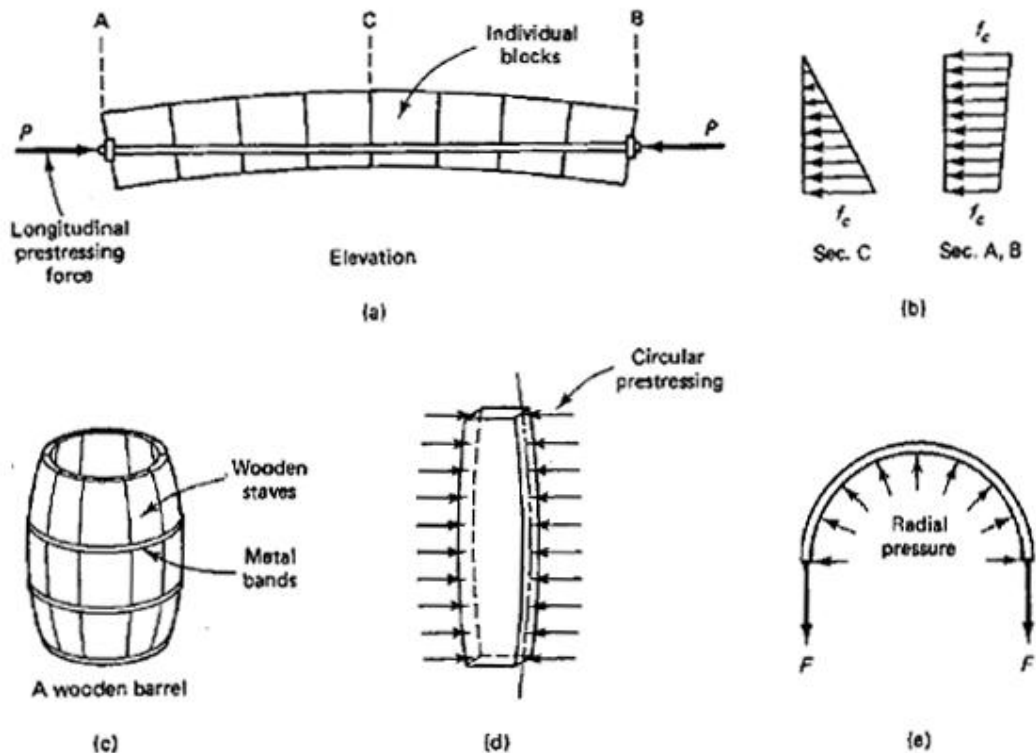


Figure 1.1 Prestressing principle in linear and circular prestressing. (a) Linear prestressing of a series of blocks to form a beam. (b) Compressive stress on midspan section C and end section A or B. (c) Circular prestressing of a wooden barrel by tensioning the metal bands. (d) Circular hoop prestress on one wooden stave. (e) Tensile force F on half of metal band due to internal pressure, to be balanced by circular hoop prestress.

កម្លាំងដែលគេអនុវត្តតាមទិសបណ្តោយនេះត្រូវបានគេអោយឈ្មោះថា កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង (prestressing force) ។ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងជាកម្លាំងសង្កត់តាមទិសបណ្តោយរបស់អង្គត់ដែលធ្វើអោយមុខកាត់រងក្នុងត្រាំងមុននឹងអង្កត់រងបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរ ។ គេកំណត់ប្រភេទកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង និងអាំងតង់ស៊ីតេរបស់វាដោយឈរលើប្រភេទនៃសំណង់ ប្រវែងល្វែង និងភាពរលាស់ (slenderness) ។ រូបទី ១.១ បង្ហាញពីទម្រង់របស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងពីប្រភេទ ។

១.១.ក. ប្រៀបធៀបជាមួយនឹងបេតុងអារម៉េ

Comparison with Reinforced Concrete

ដែកនៅក្នុងបេតុងអារម៉េមិនបានអនុវត្តកម្លាំងរបស់វាទៅលើអង្គត់ទេ ដែលផ្ទុយពីអំពើរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង ។ នៅពេលដែលក្នុងត្រាំងទាញដោយការពត់ធំជាងរេស៊ីស្តង់ទាញរបស់បេតុង បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងចាប់ផ្តើមធ្វើការជាបេតុងអារម៉េ ។

ដោយគ្រប់គ្រងបរិមាណរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង គេអាចធ្វើរចនាសម្ព័ន្ធជា flexible ឬ rigid ដោយមិនមានឥទ្ធិពលលើរេស៊ីស្តង់របស់វាទេ ។ គេពិបាកនឹងទទួលបាននូវលក្ខណៈ flexible នៅក្នុងបេតុងអារម៉េណាស់ប្រសិនបើគេចង់ទទួលបានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចខ្ពស់ ។

១.១.ខ. លក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចរបស់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង

Economics of Prestressed Concrete

អង្គត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងមានកម្ពស់ទាបជាងអង្គត់បេតុងអារម៉េសម្រាប់ប្រវែង និងលក្ខខណ្ឌនៃការដាក់បន្ទុកដូចគ្នា ។ ជាទូទៅកម្ពស់របស់អង្គត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងស្ថិតនៅចន្លោះ 65% ទៅ 80% នៃកម្ពស់របស់បេតុងអារម៉េ ។ ដូចនេះវាត្រូវការបេតុងតិចជាងអង្គត់បេតុងអារម៉េពី 20% ទៅ 35% តែការសន្សំសំចៃបរិមាណបេតុងនេះមានតុល្យភាពជាមួយនឹងតម្លៃដ៏ខ្ពស់របស់សម្ភារៈដែលមានគុណភាពល្អដែលត្រូវការក្នុងការរងប្រែក្នុងត្រាំង ។ ដោយសាររាងធរណីមាត្រ អង្គត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងមានពុម្ពស្មុគស្មាញជាងបេតុងអារម៉េ ។

ទោះបីវាមានតម្លៃបន្ថែមជាច្រើនក៏ដោយ តែប្រសិនបើគេផលិតវាច្រើន តម្លៃរបស់វាមិនសូវខុសគ្នាទេ ។ គ្រឿងបង្កើនបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវការតំបែទាំតិចជាងគ្រឿងបង្កើនបេតុងអារម៉េ ដោយសារការត្រួតពិនិត្យគុណភាពបេតុងបានល្អជាង ហើយគ្រឹះរបស់វាទទួលបានមុនផ្ទាល់តូចជាង ។

នៅពេលដែលធ្វើបេតុងអារម៉េមានប្រវែងធំជាង 21m វានឹងមានទម្ងន់ផ្ទាល់ធំណាស់ ដែលធ្វើអោយវាមានភាពងាយរងពេលយូរ និងស្នាមប្រេះធំ ។ ដូចនេះសម្រាប់ធ្វើបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានប្រវែងវែង គេនិយមប្រើបេតុងប្រែក្នុងត្រាំង ដោយសារធ្វើរាងធុមានតម្លៃថ្លៃក្នុងការសាងសង់ និងម្យ៉ាងទៀតវាធ្វើការមិនបានល្អដោយសារវារង

នូវការរួមមាឌរយៈពេលយូរ (long-term shrinkage) និង creep ។ សម្រាប់ស្ពានដែលមានល្វែងវែងៗដូចជា segmental bridge ឬ cable-stayed bridge គេប្រើតែបេតុងប្រេកុងត្រាំងប៉ុណ្ណោះ ។

១.២. ប្រវត្តិរបស់បេតុងប្រេកុងត្រាំង

Historical Development of Prestressing

បេតុងប្រេកុងត្រាំងមិនមែនជាបច្ចេកទេសថ្មីទេ នៅឆ្នាំ ១៨៧២ វិស្វករ P. H. Jackson ដែលមកពី California ទទួលបាននូវនិយ័តត្រួតក្នុងកម្មសម្រាប់ការរកឃើញប្រព័ន្ធប្រេកុងត្រាំងដោយប្រើ tie rod ដើម្បីបង្កើតថ្មី ឬផ្ទុកដុំប្រេកុងត្រាំង (មើលរូបទី ១.១ a) ។ នៅឆ្នាំ ១៨៨៨ វិស្វករសញ្ជាតិអាឡឺម៉ង់ C. W. Doehring ទទួលបាននិយ័តត្រួតក្នុងកម្មសម្រាប់ការប្រើប្រព័ន្ធប្រេកុងត្រាំងនៅក្នុងកម្រាលដោយប្រើ metal wire ។ ប៉ុន្តែសម្រាប់ការប្រើប្រាស់លើកដំបូងនេះមិនសូវទទួលបានជោគជ័យទេ ដោយសារកំហុសបង់ប្រេកុងត្រាំងអាស្រ័យនឹងពេល ។ ក្រោយមកនៅដើមសតវត្សទី ២០ J. Lund មកពី Norway និង G.R. Steiner មកពីសហរដ្ឋបានព្យាយាមដើម្បីដោះស្រាយបញ្ហានេះ តែមិនទទួលបានលទ្ធផលទេ ។

ក្នុងអំឡុងពេលដ៏យូរជាមួយនឹងការវិវឌ្ឍន៍តិចតួចដោយសារមិនទាន់រកឃើញនូវដែករលីស្តង់ខ្ពស់ដែលអាចយកឈ្នះកំហុសបង់ប្រេកុងត្រាំង R. E. Dill បានរកឃើញនូវឥទ្ធិពលរបស់ការរួមមាឌ និង creep របស់បេតុងទៅលើកំហុសបង់របស់ប្រេកុងត្រាំង ។ ដូចនេះគាត់បានរកឃើញនូវ post-tensioning នៃ unbonded rod ដែលអាចទូទាត់នឹងកំហុសបង់ក្នុងត្រាំងអាស្រ័យនឹងពេលនៅក្នុងដែក ដែលកើតពីការកាត់បន្ថយប្រវែងរបស់អង្កត់ដោយសារ creep និង shrinkage ។ នៅដើមទសវត្ស ១៩២០ W. H. Hewett បានបង្កើតនូវគោលការណ៍ circular prestressing ដែលប្រើជាមួយនឹងអាងស្តុកទឹក ឬវត្ថុរាវដែលមានរាងមូល ។

វិស្វករជប៉ុន Eugene Freyssinet បានស្នើនូវការប្រើប្រាស់ high-strength steel និង high-ductility steel ដើម្បីយកឈ្នះនូវកំហុសបង់ប្រេកុងត្រាំងក្នុងចន្លោះឆ្នាំ ១៩២៦ ដល់ ១៩២៨ ។

បច្ចុប្បន្នគេប្រើបេតុងប្រេកុងត្រាំងសម្រាប់សំណង់អាគារ សំណង់ដី ស្ពានដែលមានល្វែងវែងៗ ។ល ។

១.៣. គោលគំនិតនៃបេតុងប្រេកុងត្រាំង

Basic Concepts of Prestressing

១.៣.ក. សេចក្តីផ្តើម Introduction

កម្លាំងប្រេកុងត្រាំង P ដែលបំពេញលក្ខខណ្ឌរាងធរណីមាត្រ និងលក្ខខណ្ឌដាក់បន្ទុករបស់អង្កត់ត្រូវបានកំណត់ដោយប្រើគោលការណ៍មេកានិច និងទំនាក់ទំនងរវាងក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង (រូបទី ១.២) ។ ពេលខ្លះគេត្រូវការសន្មត់អោយផ្ទុកបេតុងប្រេកុងត្រាំងជារូបធាតុសាច់មួយ (homogeneous) និងអេឡាស្ទិច ។

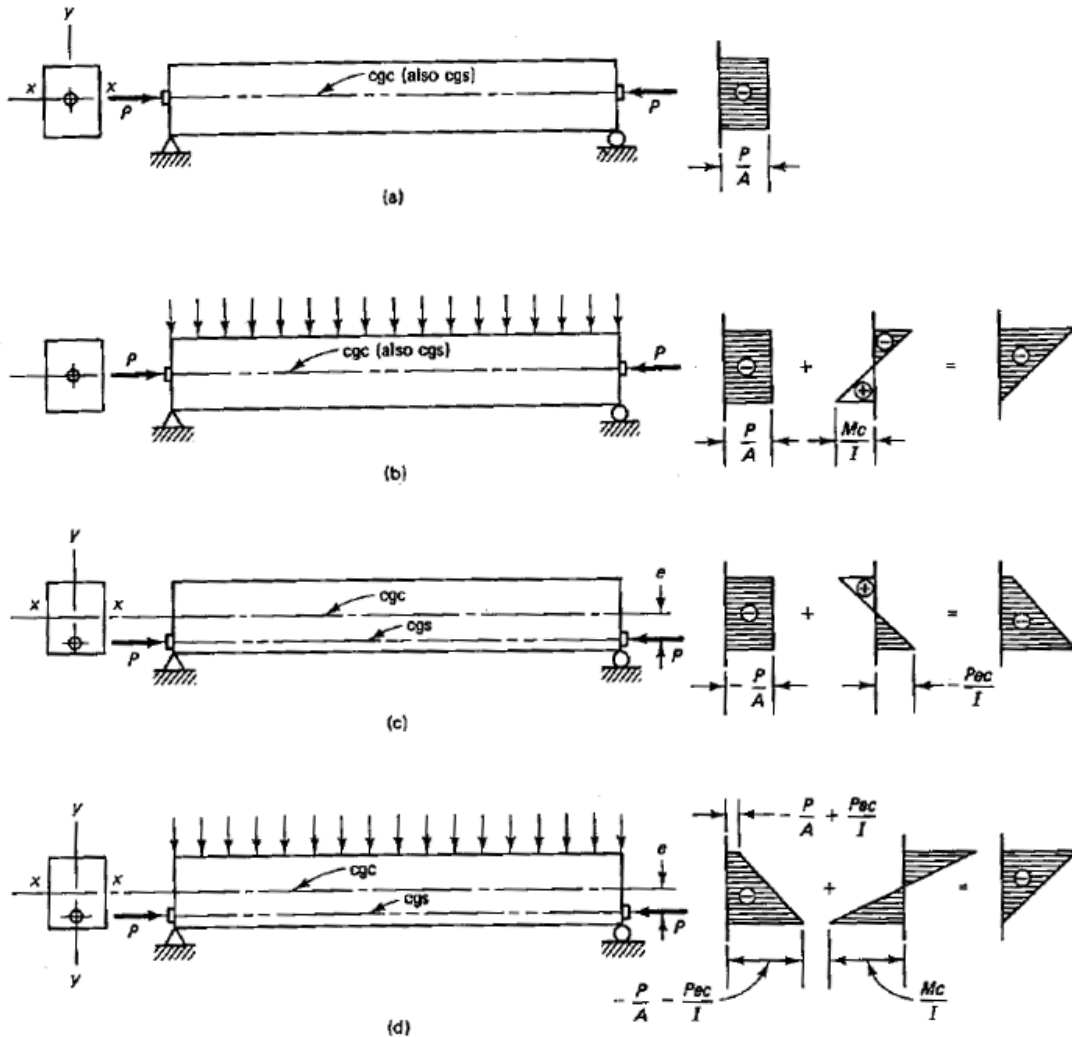


Figure 1.2 Concrete fiber stress distribution in a rectangular beam with straight tendon. (a) Concentric tendon, prestress only. (b) Concentric tendon, self-weight added. (c) Eccentric tendon, prestress only. (d) Eccentric tendon, self-weight added.

នៅក្នុងរូបទី ១.២ (a) បង្ហាញពីផ្ទៃមធ្យមចតុកោណទម្រសាមញ្ញរងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងចំនួន P ។ មុខកាត់ផ្ទៃមធ្យមក្នុងត្រាំងសង្កត់

$$f = -\frac{P}{A_c} \quad (1.1)$$

ដែល $A_c = bd$ ជាក្រឡាផ្ទៃរបស់មុខកាត់ផ្ទៃដែលមានទទឹង b និងកម្ពស់សរុប d ។ សញ្ញាដកត្រូវបានប្រើសម្រាប់ក្នុងត្រាំង ឬកម្លាំងសង្កត់ ហើយសញ្ញាបូកសម្រាប់ក្នុងត្រាំង ឬកម្លាំងទាញ ។

ប្រសិនបើមានកម្លាំងទទឹងអ័ក្ស (transverse load) អនុវត្តទៅលើផ្ទៃមធ្យម នោះក្នុងត្រាំងដែលបានពិម្លងអតិបរមា M ដែលកើតមាននៅកណ្តាលស្វែងគឺ

$$f^t = -\frac{P}{A_c} - \frac{Mc}{I_g} \quad (1.2a)$$

និង
$$f_b = -\frac{P}{A_c} + \frac{Mc}{I_g} \quad (1.2b)$$

ដែល f^t = ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងលើបំផុត

f_b = ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងក្រោមបំផុត

$c = \frac{1}{2}h$ សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណ

$I_g =$ ម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់ទាំងមូល (សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណ $= \frac{bh^3}{12}$)

ពីរូបទី ១.២ (b) យើងឃើញថា វេស៊ីស្តង់រងការសង្កត់របស់ផ្ទៃដើម្បីទប់នឹងកម្លាំងខាងក្រៅត្រូវបានកាត់បន្ថយដោយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងចំនួន ។ ដើម្បីកាត់បន្ថយក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅសរសៃខាងលើបំផុត គេត្រូវដាក់ prestressing tendon ពីក្រោមអ័ក្សណឺតសម្រាប់មុខកាត់កណ្តាលល្វែង (រូបទី ១.២ (c) និង (d)) ។ ប្រសិនបើ គេដាក់ tendon នៅចំណាកផ្ចិត e ពីទីប្រជុំម្ចាស់របស់មុខកាត់ គេទទួលបានម៉ូម៉ង់ Pe ធៀបនឹងអ័ក្ស cgc ហើយក្នុងត្រាំងនៅកណ្តាលល្វែងក្លាយជា

$$f^t = -\frac{P}{A_c} + \frac{Pec}{I_g} - \frac{Mc}{I_g} \quad (1.3a)$$

និង
$$f_b = -\frac{P}{A_c} - \frac{Pec}{I_g} + \frac{Mc}{I_g} \quad (1.3b)$$

ដោយសារមុខកាត់នៅត្រង់ទម្រង់សាមញ្ញមិនរងម៉ូម៉ង់ដែលបានពីបន្ទុកទទឹងអ័ក្សខាងក្រៅ នោះសរសៃខាងលើបំផុតរបស់មុខកាត់អាចរងក្នុងត្រាំងទាញដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងចាកផ្ចិត ។ ដើម្បីកំរិតក្នុងត្រាំងនេះ គេត្រូវដាក់ prestressing tendon ជាមួយនឹងចំណាកផ្ចិតតូចជាងចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្វែង ឬអាចស្ថិតនៅលើអ័ក្ស cgc ។

១.៣.២. Basic Concept Method

នៅក្នុង basic concept method គេកំណត់ក្នុងត្រាំងនៃសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងដោយផ្ទាល់ពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដែលអនុវត្តតាមបណ្តោយអ័ក្ស និងបន្ទុកទទឹងអ័ក្ស ។ ប្រសិនបើ P_i ជាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមមុនកំហាតបង់ ហើយ P_e ជាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយកំហាតបង់ នោះ

$$\gamma = \frac{P_e}{P_i}$$

ដែល γ = មេគុណប្រែក្នុងត្រាំងនៅសល់ (residual prestress factor) ។ ដោយជំនួស $r^2 = I_g / A_c$ (ដែល r ជាកាំនិចលភាពនៃមុខកាត់ទាំងមូល) នោះយើងបានសមីការដូចខាងក្រោម៖

a. មានតែកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងសុទ្ធ

$$f^t = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) \quad (1.4a)$$

$$f_b = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) \quad (1.4b)$$

ដែល c_t និង c_b ជាចម្ងាយពីទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់ (អ័ក្ស cgc) ទៅសរសៃខាងលើបំផុត និងខាងក្រោមបំផុត រៀងគ្នា ។

b. កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងរួមនឹងទម្ងន់ផ្ទាល់

ប្រសិនបើទម្ងន់ផ្ទាល់របស់ផ្ទៃមបង្កើតម៉ូម៉ង់ M_D នៅត្រង់មុខកាត់ដែលពិចារណា សមីការ 1.4a និង 1.4b ក្លាយជា

$$f^t = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \quad (1.5a)$$

$$f_b = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \quad (1.5b)$$

ដែល S^t និង S_b ជាម៉ូឌុលនៃមុខកាត់សម្រាប់សរសៃខាងលើបំផុត និងខាងក្រោមបំផុត រៀងគ្នា ។

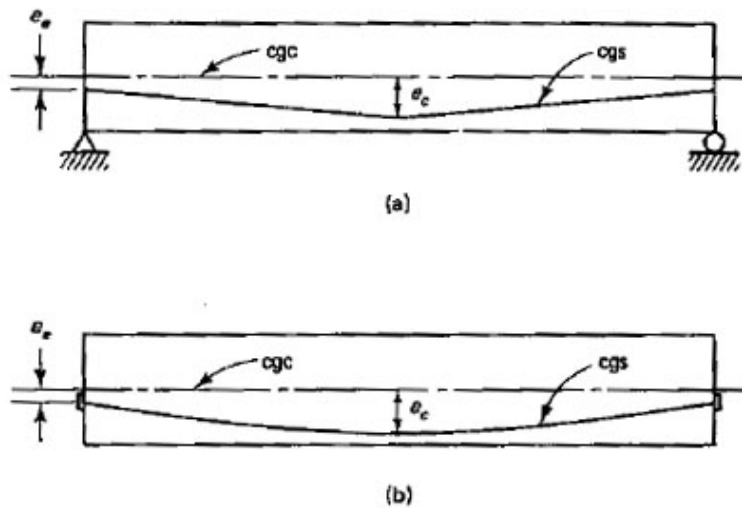


Figure 1.3 Prestressing tendon profile. (a) Harped tendon. (b) Draped tendon.

រូបទី ១.៣ បង្ហាញពីគន្លងរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង ។ រូបទី ១.៣ (a) បង្ហាញពីគន្លងរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង ក្នុងទម្រង់ harped ដែលត្រូវបានគេប្រើនៅក្នុង pretensioned beam និងសម្រាប់បន្ទុកទទឹងអ័ក្សមានអំពើចំ ចំណុច ។ រូបទី ១.៣ (b) បង្ហាញពីគន្លងរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងក្នុងទម្រង់ draped ដែលត្រូវបានគេប្រើនៅក្នុង post-tensioning beam ។

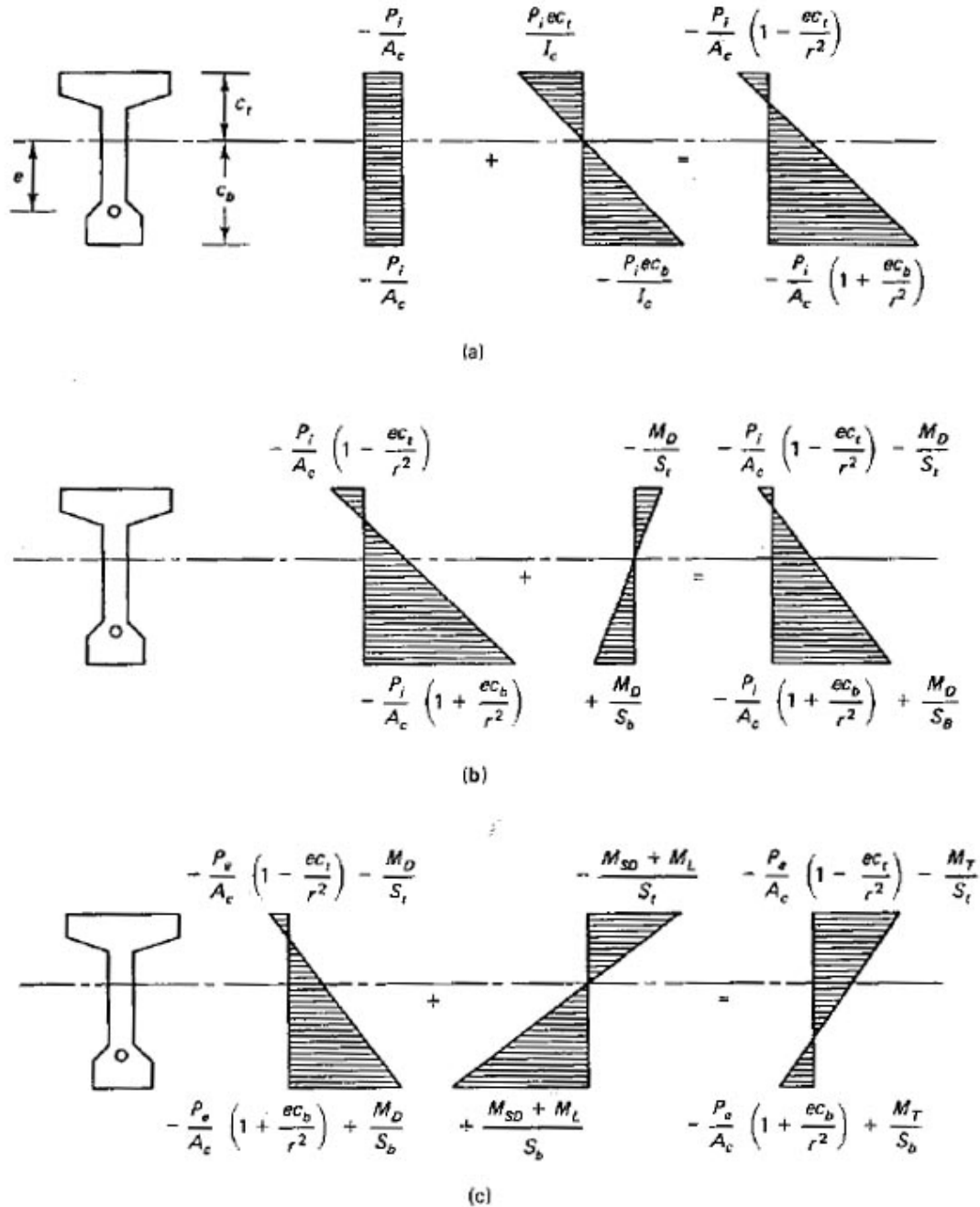


Figure 1.4 Elastic fiber stresses due to the various loads in a prestressed beam. (a) Initial prestress before losses. (b) Addition of self-weight. (c) Service load at effective prestress.

បន្ទាប់ពីការសាងសង់ និងការដំឡើងកម្រាលហើយ គ្រឿងបង្កប់បន្ទុកអថេរបង្កើតបានជាម៉ូម៉ង់ M_L ។ ជាទូទៅ អាំងតង់ស៊ីតេពេញលេញរបស់បន្ទុកនេះកើតមានបន្ទាប់ពីសំណង់ត្រូវបានសាងសង់រួចរាល់ ហើយកំហាត់បង់អាស្រ័យនឹងពេលក្នុងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងកើតឡើងរួចហើយ ។ ដូចនេះ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងជាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e ។ ប្រសិនបើម៉ូម៉ង់សរុបដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទំនាញជា M_T នោះ

$$M_T = M_D + M_{SD} + M_L \quad (1.6)$$

ដែល M_D = ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីទម្ងន់ផ្ទាល់

M_{SD} = ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរ

M_L = ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ

ហើយសមីការ 1.5 នឹងក្លាយជា

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S^t} \quad (1.7a)$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_b} \quad (1.7b)$$

រូបទី 1.4 បង្ហាញពីគំរូនៃការពង្រាយក្នុងត្រាំងនៅលើមុខកាត់មានស្លាបគ្រោះថ្នាក់របស់អង្កត់ប្រែក្នុងត្រាំង ។ គេមិនអនុញ្ញាតអោយក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងនៅលើសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់ធំជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាដែលអោយដោយបទដ្ឋានទេ (ដូចជា $f_t = 0.5\sqrt{f'_c}$ នៅក្នុង ACI Code) ។ ប្រសិនបើវាធំជាងតម្លៃអនុញ្ញាត គេត្រូវដាក់ដែកពង្រឹងមិនមែនប្រែក្នុងត្រាំងទៅតាមសមាមាត្រដើម្បីទប់ទល់នឹងកម្លាំងទាញសរុបដែលមាន ក្នុងគោលបំណងគ្រប់គ្រងស្ថាម័យប្រេះនៅដំណាក់កាលរងបន្ទុកធ្វើការ ។

១.៣.៥. C-Line Method

សម្រាប់ C-Line method ឬ line-of-pressure concept ឬ thrust concept ធ្វើមេតុងប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានគេសន្មត់ជាធ្វើមេតុងសុទ្ធអេឡាស្ទិច ហើយគេវិភាគវាដោយប្រើគោលការណ៍គោលរបស់ស្តាទិច ។ គេចាត់ទុកកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងជាកម្លាំងសង្កត់ខាងក្រៅ ជាមួយនឹងកម្លាំងទាញថេរ T នៅក្នុង tendon ។ គេប្រើសមីការលំនឹង $\sum H = 0$ និង $\sum M = 0$ ដើម្បីរក្សាលំនឹងរបស់មុខកាត់ ។

រូបទី ១.៥ បង្ហាញពីការប្រៀបធៀបខ្សែសកម្មនៃកម្លាំងសង្កត់ C និងកម្លាំងទាញ T នៅក្នុងបេតុងអារម៉េ និងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំង ។ ដៃឃ្លាស់ a សម្រាប់បេតុងអារម៉េមានតម្លៃថេរ តែវាប្រែប្រួលពីសូន្យនៅពេលរងប្រែក្នុងត្រាំងទៅតម្លៃអតិបរមានៅពេលដែលវារងបន្ទុកខាងក្រៅពេញលេញសម្រាប់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង ។

ពីដ្យាក្រាមអង្គសេរីរបស់កំណត់ផ្ទុកដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១.៦ យើងបាន

$$M = Ca = Ta \quad (1.8)$$

$$e' = a - e \quad (1.9a)$$

ដោយសារ $C = T$, $a = M / T$ តែបាន

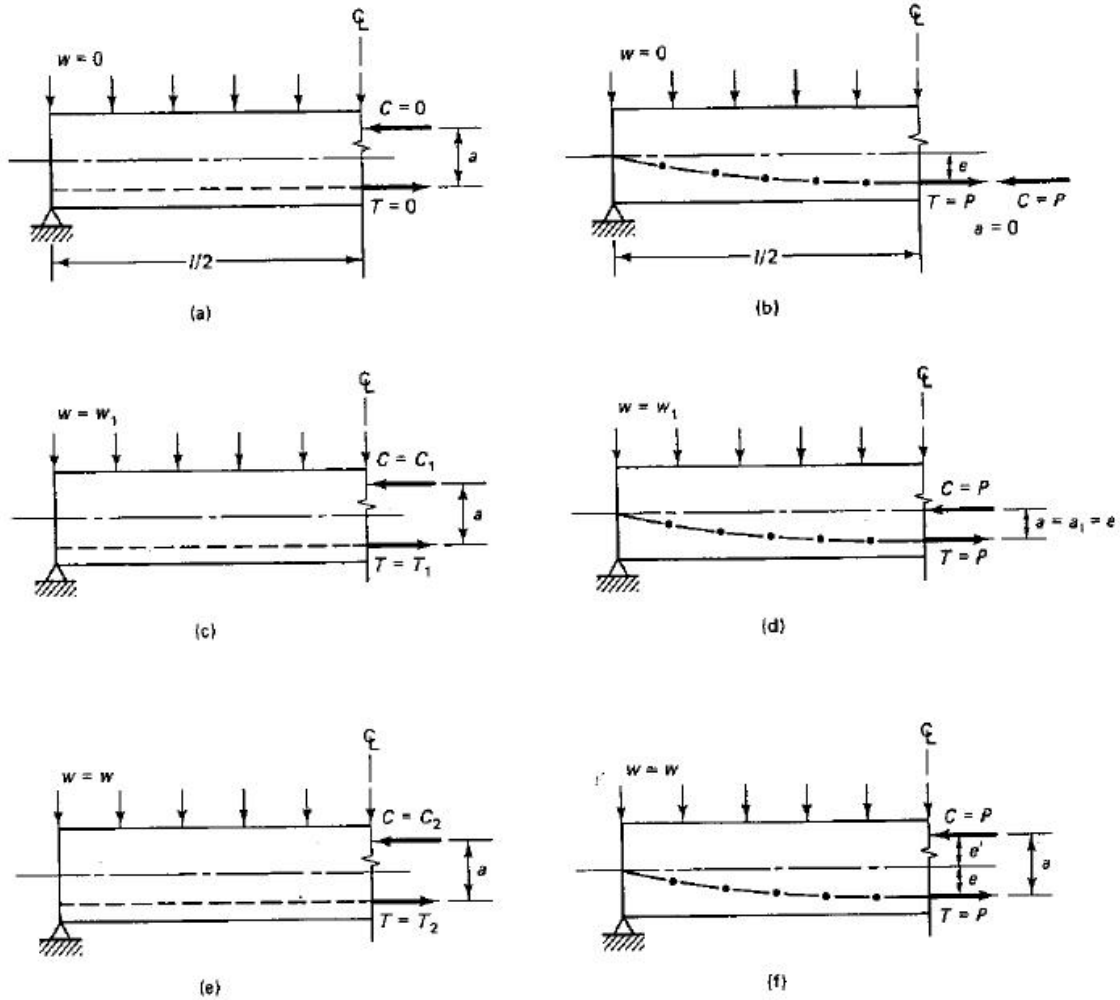


Figure 1.5 Comparative free-body diagrams of a reinforced concrete (R.C.) beam and a prestressed concrete (P.C.) beam. (a) R.C. beam with no load. (b) P.C. beam with no load. (c) R.C. beam with load w_1 . (d) P.C. beam with load w_1 . (e) R.C. beam with typical load w . (f) P.C. beam with typical load w .

$$e' = \frac{M}{T} - e \quad (1.9b)$$

ពីរូបយើងបាន

$$f^t = -\frac{C}{A_c} - \frac{Ce'c_t}{I_g} \quad (1.10a)$$

$$f_b = -\frac{C}{A_c} + \frac{C e' c_b}{I_g} \quad (1.10b)$$

ប៉ុន្តែនៅក្នុង tendon កម្លាំង T ស្មើនឹងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_e ដូចនេះ

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} - \frac{P_e e' c_t}{I_g} \quad (1.11a)$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} + \frac{P_e e' c_b}{I_g} \quad (1.11b)$$

ដោយសារ $I_g = A_c r^2$ នោះយើងអាចសរសេរសមីការ 1.11a និង b ដូចខាងក្រោម

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e' c_t}{r^2} \right) \quad (1.12a)$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e' c_b}{r^2} \right) \quad (1.12b)$$

សម្រាប់សមីការ 1.12 a និង b និងសមីការ 1.7 a និង b គេត្រូវអោយតម្លៃក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងក្រៅដូចគ្នា ។

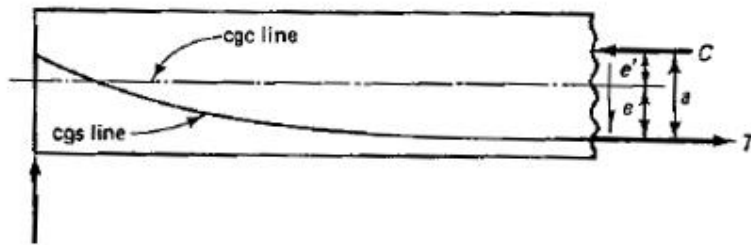


Figure 1.6 Free-body diagram for the C-line (center of pressure).

១.៣.៣. Load-Balancing Method

គេអាចគណនា និងវិភាគផ្ទុកបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងដោយប្រើ load-balancing method ដែលបង្កើតដោយ Lin ។ វិធីនេះផ្អែកលើការប្រើប្រាស់កម្លាំងតាមទិសឈររបស់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានទម្រង់ draped ឬ harped ដើម្បីទប់ទល់នឹងបន្ទុកទំនាញដែលមានអំពើលើអង្កត់ ។ រូបថិ ១.៧ បង្ហាញពីកម្លាំងលំនឹង (balancing forces) សម្រាប់ផ្ទុកបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានដៃកប្រែក្នុងត្រាំងទម្រង់ draped និង harped ។ កម្លាំងលំនឹងប្រតិកម្ម R ស្មើនឹងបង្កកម្លាំងបញ្ឈររបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P ។ បង្កកម្លាំងដករបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P មានតម្លៃស្មើនឹងកម្លាំង P ពេញតែម្តងសម្រាប់ការគណនាក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅរបស់បេតុងដែលនៅកណ្តាល

ល្វែង សម្រាប់ផ្ទៃមុខម្រាមសាមញ្ញដែលមានប្រវែងវែង ។ សម្រាប់មុខកាត់ដទៃទៀត គេប្រើបង្អួចកម្លាំងដេករបស់កម្លាំង P ជាកំណែង ។

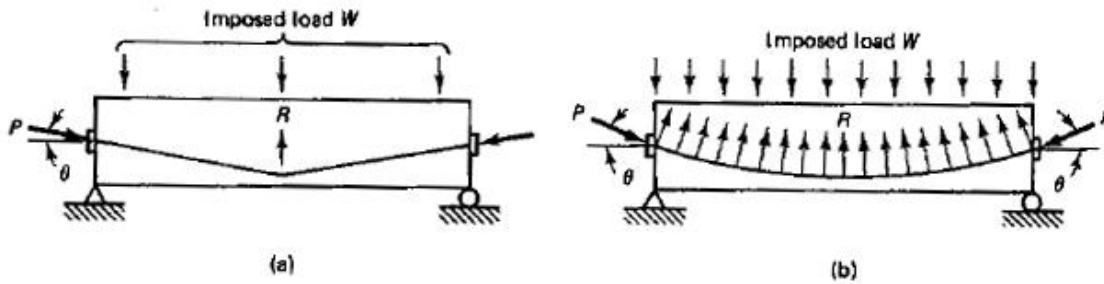


Figure 1.7 Load-balancing forces. (a) Harped tendon. (b) Draped tendon.

A. Loading-Balancing Distributed Loads and Parabolic Tendon Profile

ពីរូបទី ១.៨ យើងអាចសរសេរអនុគមន៍ប៉ារ៉ាបូលដូចខាងក្រោមសម្រាប់តំណាងអោយទម្រង់របស់ tendon

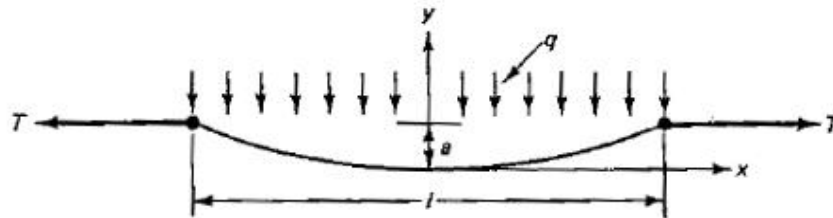


Figure 1.8 Sketched tendon subjected to transverse load intensity q .

$$Ax^2 + Bx + C = y \quad (1.13)$$

សម្រាប់ $x = 0$ យើងមាន $y = 0$ ដូចនេះ $C = 0$

$$\text{ហើយ } \frac{dy}{dx} = 0 \text{ ដូចនេះ } B = 0$$

សម្រាប់ $x = l/2$ យើងបាន $y = a$ ដូចនេះ $A = \frac{4a}{l^2}$

$$\text{យើងមាន } q = T \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \quad (1.14)$$

ធ្វើឱ្យផ្ទេរវ៉ង់ស្យែលពីរដងទៅលើសមីការ 1.13 ហើយជំនួស $\partial^2 y / \partial x^2$ ទៅក្នុងសមីការ 1.14 យើងបាន

$$q = T \frac{4a}{l^2} \times 2 = \frac{8Ta}{l^2} \quad (1.15a)$$

$$\text{ឬ} \quad T = \frac{ql^2}{8a} \quad (1.15b)$$

$$Ta = \frac{ql^2}{8} \quad (1.15c)$$

ដូចនេះ ប្រសិនបើ tendon មានទម្រង់ប៉ារ៉ាបូលហើយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានសំគាល់ដោយ P នោះ balanced-load ដែលបានពីសមីការ 1.15a ក្លាយជា

$$w_b = \frac{8Pa}{l^2} \quad (1.16)$$

ពីរូបទី ១.៩ បន្ទុកទទឹងអ័ក្ស w_b ពីរដែលមានតម្លៃស្មើគ្នា ទិសដៅផ្ទុយគ្នាបានទូទាត់គ្នាអស់ ដូចនេះមិនមានក្នុងត្រាំងពាក់កើតឡើងទេ។ ដោយសារ $T = C$ ដូចនេះយើងអាចជំនួស C ទៅក្នុង T បាន។ ដោយសារគ្មានម៉ូម៉ង់ពាក់កើត ធ្វើមនោរម្យភាពត្រង់ ដោយមិនមានរាងកោង ឬផុតនៅផ្ទៃខាងលើបំផុត។

ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់បេតុងពេញកម្ពស់របស់មុខកាត់ដែលនៅកណ្តាលល្វែងគឺ

$$f_b^t = -\frac{P'}{A_c} = -\frac{C}{A_c} \quad (1.17)$$

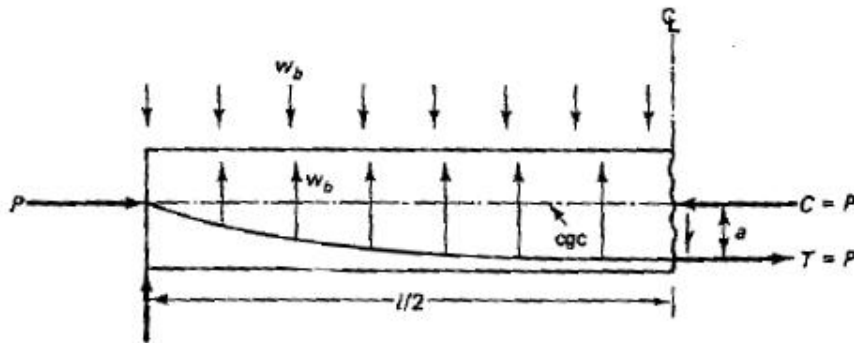


Figure 1.9 Load-balancing force on free-body diagram.

ក្នុងត្រាំងនេះមានតម្លៃថេរ ហើយកម្លាំង $P' = P \cos \theta$ ។ រូបទី ១.១០ បង្ហាញពីផលបូកក្នុងត្រាំងដើម្បីទទួលបាន net stress ។ ចំណាំថាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុង load-balancing method ត្រូវមានអំពើនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់ (cgc) របស់មុខកាត់ត្រង់ទម្រង់ប្រាប័ន្តមនោរម្យសាមញ្ញ និងនៅត្រង់ cgc របស់មុខកាត់ចុងទំនេររបស់ធ្នឹម cantilever ។ គេត្រូវដាក់លក្ខខណ្ឌបែបនេះដើម្បីការពារម៉ូម៉ង់ដែលគ្មានលំនឹងចាកផ្ចិត (eccentric unbalanced moment) ។

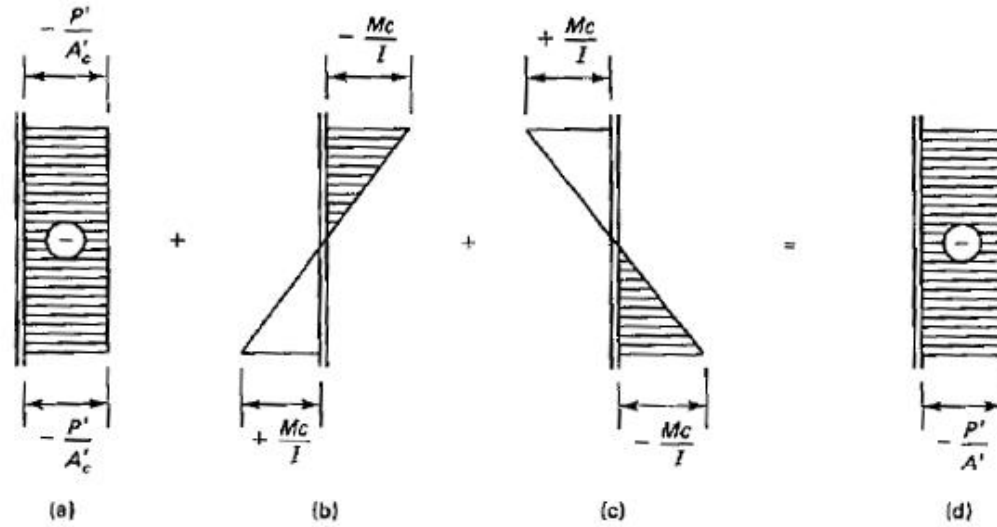


Figure 1.10 Load-balancing stresses. (a) Prestress stresses. (b) Imposed-load stresses. (c) Balanced-load stresses. (d) Net stress.

នៅពេលដែលបន្ទុកទំងន់អ័ក្សធំជាង balancing load w_b ដូចនេះបន្ទុកគ្មានលំនឹងបន្ថែម (additional unbalanced load) w_{ub} បង្កើតបានម៉ូម៉ង់ $M_{ub} = w_{ub}l^2/8$ នៅកណ្តាលល្វែង។ ក្នុងត្រង់សរសៃខាងក្រៅដែលត្រូវគ្នានឹងករណីនេះត្រង់កណ្តាលល្វែងក្លាយជា

$$f_b^t = -\frac{P'}{A_c} \mp \frac{M_{ub}c}{I_g} \quad (1.18)$$

គេអាចសរសេរសមីការ 1.18 ជាពីរសមីការដូចខាងក្រោម

$$f^t = -\frac{P'}{A_c} - \frac{M_{ub}}{S^t} \quad (1.19a)$$

និង
$$f_b = -\frac{P'}{A_c} + \frac{M_{ub}}{S_b} \quad (1.19b)$$

សមីការ 1.19 នឹងអោយតម្លៃក្នុងត្រង់សរសៃដូចគ្នានឹងសមីការ 1.12 និងសមីការ 1.7 ដែរ។ ចំណាំថា គេយក $P' = P$ នៅត្រង់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងព្រោះកម្លាំងប្រែក្នុងត្រង់មានទិសដេកនៅត្រង់មុខកាត់នោះ ដែល $\theta = 0$ ។

១.៤. Computation of Fiber Stresses in a Prestressed Beam by the Basic Method

ឧទាហរណ៍ ១.១: រូបទី ១.១១ បង្ហាញពីរាងធរណីមាត្ររបស់ផ្ទាំង pretensioned double T 10LDT24 ដែលទ្រដោយទម្រសាមញ្ញមានប្រវែង 64 ft (19.51m) ។ វាមានបន្ទុកទំនាញថេរ W_{SD} និងបន្ទុកអថេរ W_L ដែលមាន

ផលបូកបន្ទុកសរុប $420 \text{ plf } (6.13 \text{ kN} / \text{m})$ ។ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមមុនកំហាតបង់គឺ $f_{pi} \cong 0.70 f_{pu}$
 $= 189 \text{ ksi } (1300 \text{ MPa})$ ។ ហើយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងក្រោយកំហាតបង់គឺ $f_{pe} = 150 \text{ ksi } (1034 \text{ MPa})$ ។ គណនា
 ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតនៅកណ្តាលល្វែងដែលបណ្តាលមកពី

- កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមទាំងមូល និងគ្មានបន្ទុកទំនាញខាងក្រៅ
- លក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការចុងក្រោយនៅពេលដែលកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងកើតមានហើយ ។

ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតមានដូចខាងក្រោម៖

$$f'_c = 6 \text{ ksi } \text{ ទម្ងន់ស្រាល } (41.4 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270 \text{ ksi } \text{ stress relieved } (1860 \text{ MPa}) = \text{specified tensile strength របស់ tendon}$$

$$f_{py} = 220 \text{ ksi } (1520 \text{ MPa}) = \text{specified yield strength របស់ tendons}$$

$$f_t = 12\sqrt{f'_c} = 930 \text{ psi } (6.4 \text{ MPa}) = \text{ក្នុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងបេតុង}$$

$$f'_{ci} = 4.8 \text{ ksi } (33.1 \text{ MPa}) = \text{ក្នុងត្រាំងសង្កត់របស់បេតុងនៅពេលរងប្រែក្នុងត្រាំងដើម}$$

$$f_{ci} = 0.6 f'_{ci} = 2.88 \text{ ksi } (19.9 \text{ MPa}) = \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមានៅពេលរងប្រែក្នុងត្រាំងដើម}$$

$$f_c = 0.45 f'_c = \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងបេតុងនៅពេលធ្វើការ}$$

សន្ទត់ប្រើ seven-wire-strand អង្កត់ផ្ចិត $0.5 \text{ in. } (12.7 \text{ mm})$ ចំនួនដប់ ។

$$A_c = 449 \text{ in.}^2 (2897 \text{ cm}^2)$$

$$I_g = 22469 \text{ in.}^4 (935346 \text{ cm}^4)$$

$$r^2 = I_g / A_c = 50.04 \text{ in.}^2 (323 \text{ cm}^2)$$

$$c_b = 17.77 \text{ in. } (451 \text{ mm})$$

$$c_t = 6.23 \text{ in. } (158 \text{ mm})$$

$$e_c = 14.77 \text{ in. } (375 \text{ mm})$$

$$e_e = 7.77 \text{ in. } (197.4 \text{ mm})$$

$$S_b = 1264 \text{ in.}^3 (20713 \text{ cm}^3)$$

$$S^t = 3607 \text{ in.}^3 (59108 \text{ cm}^3)$$

$$W_D = 359 \text{ plf } (5.24 \text{ kN} / \text{m})$$

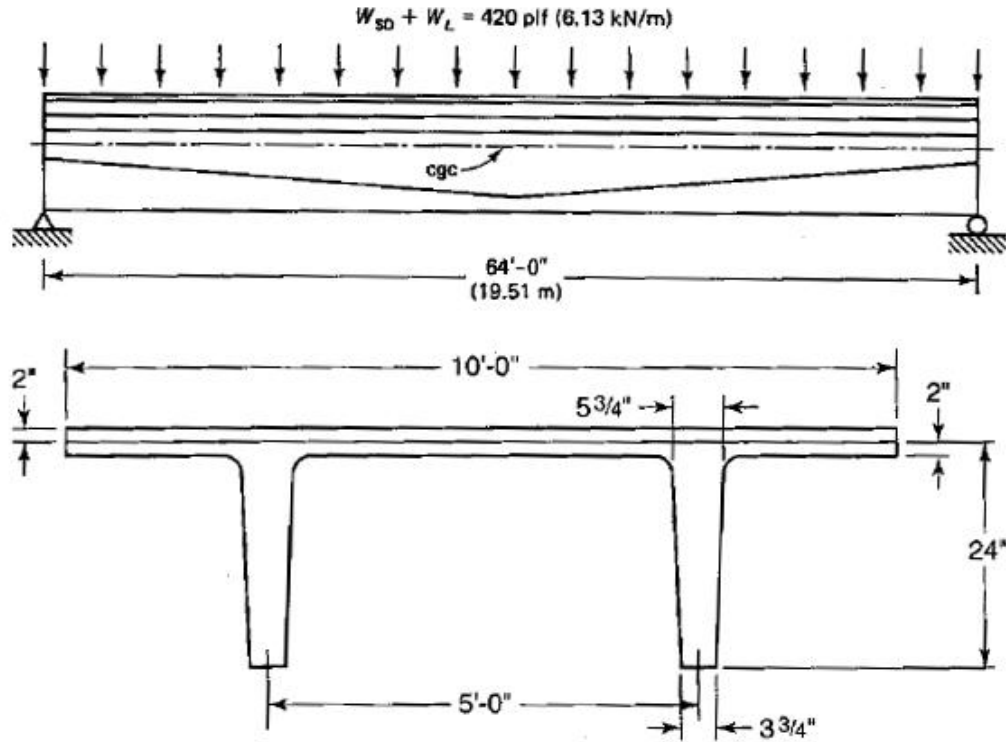


Figure 1.11 Example 1.1

ដំណោះស្រាយ:

- a. លក្ខខណ្ឌដំបូងនៅពេលរងប្រែក្នុងត្រាំងដើម

$$A_{ps} = 10 \times 0.153 = 1.53 \text{ in.}^2 (990 \text{ mm}^2)$$

$$P_i = A_{ps} f_{pi} = 1.53 \times 189000 = 289170 \text{ lb} (1287 \text{ kN})$$

$$P_e = 1.53 \times 150000 = 229500 \text{ lb} (1020 \text{ kN})$$

ម៉ូម៉ង់ដែលបានពីបន្ទុកផ្ទាល់នៅកណ្តាលប្លង់

$$M_D = \frac{W_D l^2}{8} = \frac{359(64)^2}{8} \times 12 = 2205696 \text{ in.} \cdot \text{lb} (249 \text{ kN.m})$$

ពីសមីការ 1.5 និង 1.7 យើងបាន

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{289170}{449} \left(1 - \frac{14.77 \times 6.23}{50.04} \right) - \frac{2205696}{3607} \\ &= +540.3 - 611.5 \cong -70 \text{ psi (C)} (0.5 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

$$f_b = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b}$$

$$\begin{aligned}
 &= -\frac{289170}{440} \left(1 + \frac{14.77 \times 17.77}{50.04} \right) + \frac{2205696}{1264} \\
 &= -4022.1 + 1745 \cong -2277 \text{ psi (C)} (15.8 \text{ MPa}) \\
 &\leq f_{ci} = -2880 \text{ psi O.K.}
 \end{aligned}$$

b. លក្ខខណ្ឌចុងក្រោយនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ

ម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងបណ្តាលមកពីបន្ទុកបន្ថែមថេរ និងអថេរគឺ

$$M_{SD} + M_L = \frac{420(64)^2}{8} \times 12 = 2580480 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់សរុប } M_T = 2205696 + 2580480 = 4786176 \text{ in.} - \text{lb} (541 \text{ kN.m})$$

ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងលើបំផុត

$$\begin{aligned}
 f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S^t} \\
 &= -\frac{229500}{449} \left(1 - \frac{14.77 \times 6.23}{50.04} \right) - \frac{4786176}{3607} \\
 &= +429 - 1327 = -898 \text{ psi (C)} (6.3 \text{ MPa}) \\
 &< f_c = 0.45 \times 6000 = 2700 \text{ psi O.K.}
 \end{aligned}$$

ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងលើបំផុត

$$\begin{aligned}
 f_b &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_b} \\
 &= -\frac{229500}{449} \left(1 + \frac{14.77 \times 17.77}{50.04} \right) + \frac{4786176}{1264} \\
 &= -3192 + 3786 = +594 \text{ psi (T)} (4.1 \text{ MPa}) \\
 &< f_t = 12\sqrt{f'_c} = 930 \text{ psi O.K.}
 \end{aligned}$$

១.៥. C-Line Computation of Fiber Stresses

ឧទាហរណ៍ ១.២: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ១.១ សម្រាប់លក្ខខណ្ឌចុងក្រោយពេលបន្ទុកធ្វើការ ដោយប្រើ C-line method ។

ដំណោះស្រាយ:

$$P_e = 229500 \text{ lb}$$

$$M_T = 4786176 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$a = \frac{M_T}{P_e} = \frac{4786176}{229500} = 20.85 \text{ in.}$$

$$e' = a - e = 20.85 - 14.77 = 6.08 \text{ in.}$$

ពិសមីការ 1.12

$$\begin{aligned}
 f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e' c_t}{r^2} \right) \\
 &= -\frac{229500}{449} \left(1 + \frac{6.08 \times 6.23}{50.04} \right) = -898 \text{ psi}(C) \\
 f_b &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e' c_b}{r^2} \right) \\
 &= -\frac{229500}{449} \left(1 - \frac{6.08 \times 17.77}{50.04} \right) = +594 \text{ psi}(T)
 \end{aligned}$$

១.៦. Load-Balancing Computation of Fiber Stresses

ឧទាហរណ៍ ១.៣: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ១.១ សម្រាប់សក្ខីខណ្ឌចុងក្រោយពេលបន្ទុកធ្វើការក្រោយពេលកំហាត់បង់ដោយប្រើ load-balancing method ។

ដំណោះស្រាយ:

$$P' = P_e = 229500 \text{ lb} \quad \text{នៅកណ្តាលល្វែង}$$

$$\text{នៅកណ្តាលល្វែង } a = e_c = 14.77 \text{ in.} = 1.231 \text{ ft}$$

យើងមាន balancing load

$$W_b = 8 \frac{Pa}{l^2} = \frac{8 \times 229500 \times 1.231}{64^2} = 552 \text{ plf } (8.1 \text{ kN} / \text{m})$$

ដូចនេះប្រសិនបើបន្ទុកទំនាញសរុបមានត្រឹមតែ 552 plf ធ្នឹមនឹងរងកុងត្រាំង P' / A_c ប្រសិនបើធ្នឹមមាន tendon ទម្រង់ប៉ារ៉ាប៉ូលដោយមិនមានចំណាកផ្ចិតនៅលើទម្រង់ ។

នេះដោយសារតែបន្ទុកទំនាញត្រូវបានរក្សាលំនឹងដោយ tendon នៅកណ្តាលល្វែង ។ ដូចនេះ

$$\begin{aligned}
 \text{បន្ទុកទំនាញសរុបដែលធ្នឹមត្រូវទទួល} &= W_D + W_{SD} + W_L \\
 &= 359 + 420 = 779 \text{ plf}
 \end{aligned}$$

$$W_{ub} = 779 - 552 = 227 \text{ plf}$$

$$M_{ub} = \frac{W_{ub}(l)^2}{8} = \frac{227(64)^2}{8} \times 12 = 1394688 \text{ in.} - \text{lb}$$

ពីសមីការ 1.19 យើងបាន

$$\begin{aligned}
 f^t &= -\frac{P'}{A_c} - \frac{M_{ub}}{S^t} = -\frac{229500}{449} - \frac{1394688}{3607} \\
 &= -511 - 387 = -898 \text{ psi}(C) \\
 f_b &= -\frac{P'}{A_c} + \frac{M_{ub}}{S_b} = -\frac{229500}{449} + \frac{1394688}{1264} \\
 &= -511 + 1104 \cong 594 \text{ psi}(T) \\
 &\leq f_t = 930 \text{ psi} \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

ចំណោទ

1.1. ធ្វើអក្សរ I ដែលទ្រដោយទម្រសាមញ្ញជាធ្វើប្រកុងត្រាំងតាមស្តង់ដារ AASTHO ។ ធ្វើនេះមានប្រវែង ៣៤ ft (10.4m) និងមានកម្ពស់ 36 in. (91.4cm) ។ មុខកាត់របស់វាត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត P.1.1 ។ វារងអំពើបន្ទុកអថេរ $W_L = 3,600 \text{ plf}$ (52.6 kN/m) ។ កំណត់ចំនួនកាបប្រកុងត្រាំង stress-relieved seven-wire-strand អង្កត់ផ្ចិត 0.5 in. (12.7 mm) ដើម្បីទប់ទល់នឹងបន្ទុកទំនាញអនុវត្តន៍ និងទម្ងន់ផ្ទាល់របស់ធ្វើម ។ សន្មតថា tendon មានចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្វែង $e_c = 13.12 \text{ in.}$ (333 mm) ។ ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមានដូចខាងក្រោម៖

$$f'_c = 6,000 \text{ psi} (41.4 \text{ MPa})$$

$$f_c = 0.45 f'_c$$

$$= 2,700 \text{ psi} (19.7 \text{ MPa})$$

$$f_t = 12 \sqrt{f'_c} = 930 \text{ psi} (6.4 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 189,000 \text{ psi} (1,303 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 145,000 \text{ psi} (1,000 \text{ MPa})$$

លក្ខណៈមុខកាត់គឺ៖

$$A_c = 369 \text{ in}^2$$

$$I_g = 50,979 \text{ in}^4$$

$$r^2 = I_c / A_c = 138 \text{ in}^2$$

$$c_b = 15.83 \text{ in.}$$

$$S_b = 3,220 \text{ in}^3$$

$$S^t = 2,527 \text{ in}^3$$

$$f_c = 0.45 f'_c$$

$$W_D = 384 \text{ plf}$$

$$W_L = 3,600 \text{ plf}$$

ដោះស្រាយចំណោទនេះតាមវិធីខាងក្រោម៖

(a) Basic concept

(b) C-Line

(c) Load Balancing

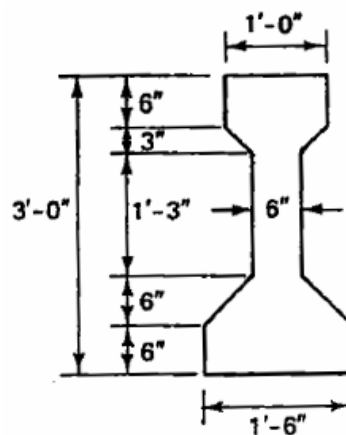


Figure P1.1

1.2. ដោះស្រាយចំណោទ 1.1 សម្រាប់ល្វែង $45\text{ ft}(13.7\text{ m})$ និងបន្ទុកអថេរ $W_L = 2,000\text{ plf}(29.2\text{ kN/m})$ ។

1.3. ផ្ទឹមប្រកុងត្រាំងអក្សរ T ខុបទម្រសាមញ្ញដែលមានចាក់កម្រាលខាងលើស្រេចមានប្រវែងល្វែង 70 ft

(21.3 m) ហើយទំហំធរណីមាត្ររបស់ វាត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី P.1.3 ។ វាអនុវត្តបន្ទុកអថេរ

$W_L = 480\text{ plf}(7\text{ kN/m})$ ហើយការប្រកុងត្រាំងមានចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្វែង $e_c = 19.96\text{ in.}(494\text{ mm})$ ។

គណនាកុងត្រាំងបេតុងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់ផ្ទឹមនេះនៅពេលផ្ទេរ និងនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ និងផ្ទៀងផ្ទាត់

ថាវានៅក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាត ។ សន្មតថាគ្រប់កុងត្រាំងអនុញ្ញាតទាំងអស់ និងសម្ភារៈដែលប្រើមានលក្ខណៈដូច

គ្នាសម្រាប់ឧទាហរណ៍ ១.១ ។ លក្ខណៈមុខកាត់គឺ៖

ដែលមិនមានកម្រាលខាងលើ

$$A_c = 1185\text{ in.}^2$$

$$S_b = 4274\text{ in.}^3$$

$$I_g = 109,621\text{ in.}^4$$

$$S^t = 13,128\text{ in.}^3$$

$$c_b = 25.65\text{ in.}$$

$$W_D = 1234\text{ plf}$$

$$c_t = 8.35\text{ in.}$$

$$82\text{ psf}$$

$$V/S = 2.45\text{ in.}$$

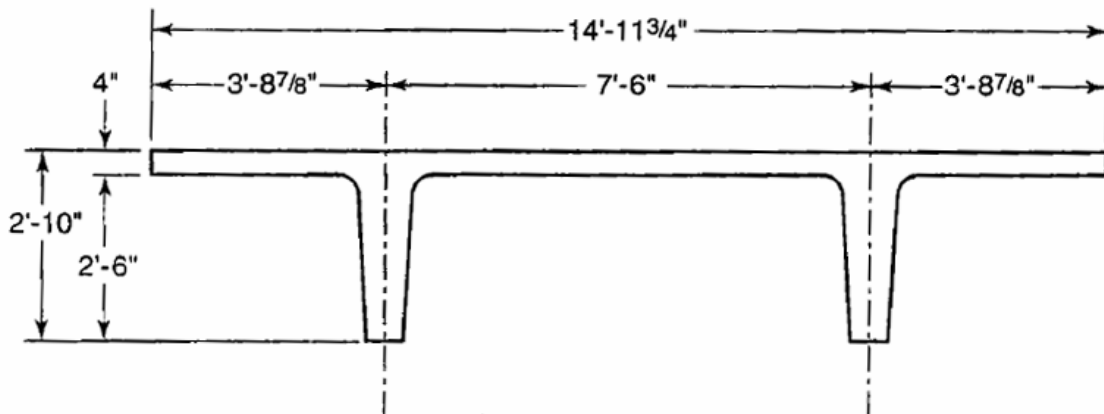


Figure P1.3

1.4. ផ្ទឹមអក្សរ T ទម្រសាមញ្ញមានមុខកាត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី P.1.4 ។ វាមានប្រវែងល្វែង $36\text{ ft}(11\text{ m})$

ហើយបន្ទុកអថេរ $W_L = 2,500\text{ plf}(36.5\text{ kN/m})$ ។ ផ្ទឹមនេះរងប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹង seven-wire stress-

relieved strand អង្កត់ផ្ចិត $0.5\text{ in.}(12.7\text{ mm})$ ចំនួន 12 សរសៃ ។ គណនាកុងត្រាំងសរសៃរបស់បេតុងនៅខណៈ

បន្ទុកធ្វើការដោយវិធីនីមួយៗខាងក្រោម៖

(a) Basic concept

(b) C-Line

(c) Load Balancing

សន្មតថា tendon មានចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្វែង $e_c = 9.6in.(244mm)$ ។ និងគេអោយ

$$f'_c = 5,000 psi(34.5MPa)$$

$$f_t = 12\sqrt{f'_c} = 849 psi(5.9MPa)$$

$$f_{pe} = 165,000 psi(1,138MPa)$$

លក្ខណៈមុខកាត់មានដូចខាងក្រោម៖

$$A_c = 504 in.^2$$

$$I_c = 37,059 in.^4$$

$$r^2 = I_c / A_c = 73.5 in.^2$$

$$c_b = 12.43 in.$$

$$S_b = 2,981 in.^3$$

$$S^t = 2,109 in.^3$$

$$W_D = 525 plf$$

$$e_c = 9.6 in.$$

$$A_{ps} = \text{seven-wire stress-relieved strand អង្កត់ផ្ចិត } 0.5 in.(12.7mm) \text{ ចំនួន } 12 \text{ សរសៃ}$$

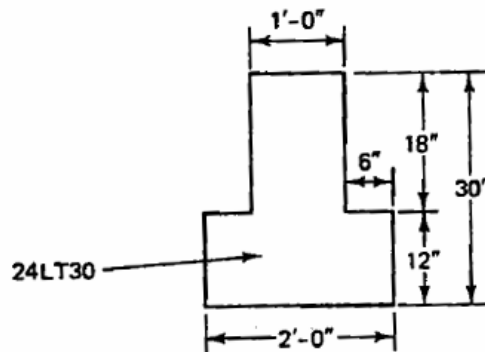


Figure P1.4

1.5. ដោះស្រាយចំណោទ 1.4 ប្រសិនបើ $f'_c = 7,000 psi(48.3MPa)$ និង $f_{pe} = 160,000 psi(1,103MPa)$ ។

II. សម្ភារៈ និងប្រព័ន្ធកម្លាំងប្រេកុងត្រាំង

Materials and Systems for Prestressing

២.១. បេតុង (Concrete)

២.១.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

សម្រាប់អង្គត់បេតុងប្រេកុងត្រាំង បេតុងរេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ (high-strength concrete) ជាធាតុរួមផ្សំដ៏សំខាន់មួយ ។ ដូចនេះ គេត្រូវធានានូវគុណភាព និងគ្រប់គ្រងគុណភាពរបស់វាដើម្បីទទួលបានរេស៊ីស្តង់ (strength) និងភាពធន់រយៈពេលវែង (long-term endurance) នៅដំណាក់កាលនៃការផលិតបេតុង ។

២.១.ខ. ប៉ារ៉ាម៉ែត្រដែលជះឥទ្ធិពលដល់គុណភាពរបស់បេតុង

(Parameters Affecting the Quality Concrete)

រេស៊ីស្តង់ និងភាពធន់ជាគុណភាពចម្បងពីរដែលមានសារៈសំខាន់នៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនបេតុងប្រេកុងត្រាំង ។ ឥទ្ធិពលនៃការខូចគុណភាពបេតុងរយៈពេលវែងអាចកាត់បន្ថយកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងយ៉ាងលឿន និងនាំអោយគ្រឿងបង្កើនបេតុងដោយមិនបានរំពឹងទុក ។ ដូចនេះ គេត្រូវមានវិធានការហ្មត់ចត់ជាច្រើនដើម្បីគ្រប់គ្រង និងធានាគុណភាពរបស់បេតុងនៅក្នុងដំណាក់កាលនៃការផលិត ដំណាក់កាលនៃការសាងសង់ ក៏ដូចជាដំណាក់កាលតំបែទាំ ។ រូបទី ២.១ បង្ហាញពីកត្តាជាច្រើនដែលអាចអោយយើងទទួលបានបេតុងដែលមានគុណភាពល្អ ។

២.១.គ. លក្ខណៈនៃបេតុងដែលកករឹង (Properties of Hardened Concrete)

គេចែកលក្ខណៈមេកានិចរបស់បេតុងដែលកករឹងជាពីរប្រភេទគឺ៖ លក្ខណៈខណៈ ឬលក្ខណៈរយៈពេលខ្លី (short-term or instantaneous properties) និងលក្ខណៈរយៈពេលវែង (long-term properties) ។ លក្ខណៈរយៈពេលខ្លីរួមមានរេស៊ីស្តង់សង្កត់ រេស៊ីស្តង់ទាញ រេស៊ីស្តង់កាត់ និងភាពរឹងក្រាញ (stiffness) ដែលវាស់ដោយម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច ។ លក្ខណៈរយៈពេលវែងមាន creep និងការរួមមាឌ (shrinkage) ។

២.១.គ.1. រេស៊ីស្តង់សង្កត់ (Compressive Strength)

អាស្រ័យនឹងប្រភេទរបស់ទឹកថ្នាំគីមី លក្ខណៈរបស់ថ្មបំបែក រយៈពេលនៃការថែទាំបេតុង និងគុណភាពនៃការថែទាំបេតុង គេអាចទទួលបានរេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុងរហូតដល់ $20\text{ksi}(138\text{MPa})$ ឬចំនាត់ថ្នាក់ ។ ជាទូទៅរេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុងដែលផលិតដោយលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាមួយនឹងថ្មបំបែកធម្មតាស្ថិតនៅចន្លោះ

$4\text{ksi}(28\text{MPa})$ ទៅ $12\text{ksi}(83\text{MPa})$ ។ បេតុងដែលគេប្រើភាគច្រើនមានរេស៊ីស្តង់សង្កត់ $6\text{ksi}(42\text{MPa})$ ។

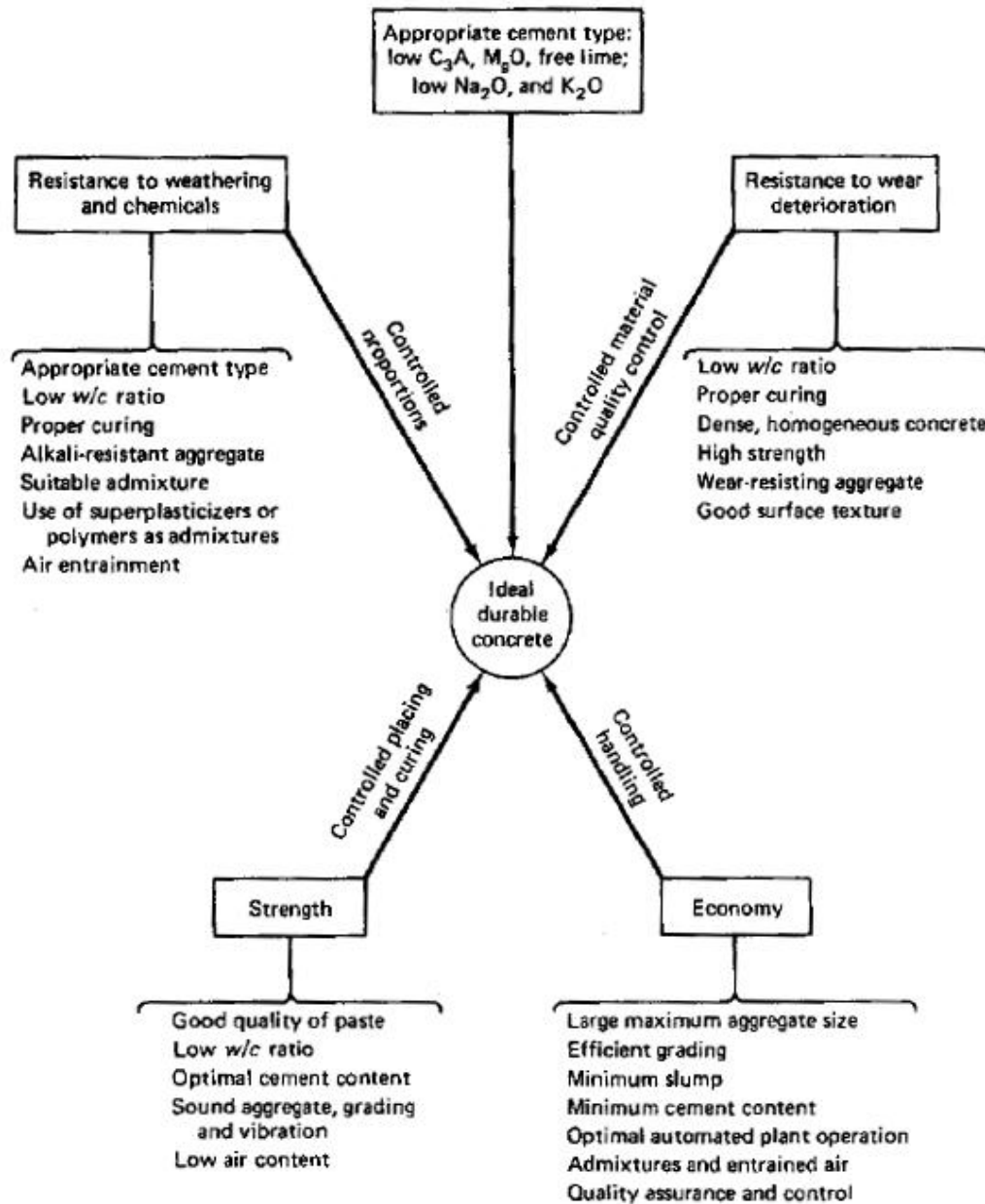


Figure 2.1 Principal properties of good concrete.

វេស៊ីស្តង់សង្កត់ f'_c បានមកពីសំណាកគំរូស៊ីឡាំងស្តង់ដារទំហំ $15cm \times 30cm$ ដែលថែទាំក្រោមលក្ខខណ្ឌពិសោធន៍ស្តង់ដារ និងត្រូវបានធ្វើពិសោធន៍ដោយរងកម្លាំងសង្កត់នៅអាយុ 28 ថ្ងៃ។ ស្តង់ដារដែលគេប្រើសម្រាប់ពិសោធន៍វេស៊ីស្តង់សង្កត់គឺ ASTM C-39 ។ វេស៊ីស្តង់របស់បេតុងនៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនបង្កប់ជាក់ស្តែងមិនដូចគ្នានឹងវេស៊ីស្តង់របស់សំណាកគំរូស៊ីឡាំងទេ ដោយសារលក្ខខណ្ឌនៃការបង្ហាប់ និងលក្ខខណ្ឌនៃការថែទាំខុសគ្នា ។

សម្រាប់ការពិសោធរេស៊ីស្តង់ ACI Code កំណត់ប្រើនូវមធ្យមភាគរបស់សំណាកគំរូស៊ីឡាំងពីរនៃសម្ភារៈដូចគ្នា ហើយត្រូវបានធ្វើការពិសោធនៅអាយុដូចគ្នាដែលជាទូទៅនៅអាយុ 28 ថ្ងៃ ។ សម្រាប់ការពិសោធដែលមានលក្ខណៈញឹកញាប់ ក្នុងកំណត់ថា រេស៊ីស្តង់របស់ចំណាត់ថ្នាក់បេតុងនីមួយៗបំពេញលក្ខខណ្ឌបានក្នុងករណី

- (1) មធ្យមភាគនៃសំណាកគំរូទាំងអស់នៃការពិសោធបីដងជាប់ៗត្រូវធំជាង ឬស្មើនឹង f'_c ដែលត្រូវការ និង
- (2) គ្មានការពិសោធសំណាកគំរូម្តងណា (មធ្យមភាគនៃស៊ីឡាំងពីរ) តូចជាង f'_c ដែលត្រូវការ $3.5MPa$ ទេ ។

២.១.៣.2. រេស៊ីស្តង់ទាញ (Tensile Strength)

រេស៊ីស្តង់ទាញ f_{ct} របស់បេតុងមានតម្លៃតូច ដែលតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលរបស់វ៉ាស្ទ៊ីតនៅចន្លោះ $0.10 f'_c$ និង $0.20 f'_c$ ។ គេពិបាកនឹងវាស់រេស៊ីស្តង់ទាញជាងរេស៊ីស្តង់សង្កត់ ដោយសារតែការគ្រោះថ្នាក់សំណាកគំរូទៅនឹងម៉ាស៊ីនពិសោធន៍ ។ គេមានវិធីជាច្រើនក្នុងការពិសោធរេស៊ីស្តង់ទាញរបស់បេតុង តែវិធីដែលគេនិយមប្រើជាងគេគឺការពិសោធសង្កត់បំបែកស៊ីឡាំង (cylinder splitting or Brazilian test) ។

នៅក្នុងការគណនា គេចូលចិត្តប្រើតម្លៃម៉ូឌុលដាច់ f_r (modulus of rupture) ជាការប្រើរេស៊ីស្តង់ទាញដោយការសង្កត់បំបែក f_{ct} (tensile splitting test) សម្រាប់អង្កត់រងការពត់ ។ ម៉ូឌុលដាច់ត្រូវបានវាស់ដោយការពិសោធកាត់បំបែកសំណាកគំរូត្រីសបេតុងសុទ្ធដោយរងបន្ទុកចំណុចទីបី (third point) (ASTM C-78) ។ សំណាកគំរូនេះមានមុខកាត់រាងការេ ដែលជ្រុងរបស់វាមានទំហំ $15cm$ និងមានប្រវែង $45cm$ ។ ម៉ូឌុលដាច់របស់បេតុងមានតម្លៃធំជាងរេស៊ីស្តង់ទាញដោយការសង្កត់បំបែក ។ ACI កំណត់យកម៉ូឌុលដាច់ស្មើនឹង $7.5\sqrt{f'_c} psi (0.623\sqrt{f'_c} MPa)$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា ។

ជាទូទៅ បេតុងទម្ងន់ស្រាលមានរេស៊ីស្តង់ទាញតូចជាងបេតុងទម្ងន់ធម្មតា ។ ខាងក្រោមនេះជាការកំណត់ម៉ូឌុលដាច់របស់បេតុងទម្ងន់ស្រាល៖

- a. ប្រសិនបើរេស៊ីស្តង់ទាញដោយការសង្កត់បំបែក f_{ct} ត្រូវបានកំណត់

$$f_r = 1.09 f_{ct} \leq 0.623\sqrt{f'_c} \quad (2.1)$$

- b. ប្រសិនបើ f_{ct} មិនត្រូវបានកំណត់ ប្រើមេគុណ 0.75 សម្រាប់គ្រប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល និង 0.85 សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាលដែលផលិតពីខ្សាច់ ។ គេអាចប្រើ linear interpolation សម្រាប់ការលាយដោយប្រើល្បាយខ្សាច់ និងថ្មបំបែកស្អិតទម្ងន់ស្រាល ។

២.១.៣. វេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ (Shear Strength)

គេពិតជាមានការលំបាកក្នុងការកំណត់វេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ដោយការពិសោធន៍ណាស់ ដោយសារភាពពិបាកក្នុងការដាក់អោយកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់នៅដាច់ដោយឡែកពីកុងត្រាំងដទៃ ។ វាជាមូលហេតុដែលធ្វើអោយមានបម្រែបម្រួលយ៉ាងធំនៃតម្លៃរបស់វេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ដែលប្រែប្រួលពី 20% នៃវេស៊ីស្តង់កម្លាំងសង្កត់សម្រាប់ការដាក់បន្ទុកធម្មតា ទៅដល់ 85% នៃវេស៊ីស្តង់កម្លាំងសង្កត់សម្រាប់ករណីមានបន្ទុកកម្លាំងសង្កត់ និងកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ ។ ការត្រួតពិនិត្យការគណនាគ្រឿងបង្គំដោយវេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ជាករណីកម្របំផុត ដោយសារវេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ត្រូវបានកំណត់ដោយតម្លៃតូចដើម្បីការពារបេតុងពីការបាក់ដោយកម្លាំងទាញតាមអង្កត់ទ្រូង ។

២.២. ខ្សែកោងទំនាក់ទំនងរវាងកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់បេតុង (Stress-Strain Curve of Concrete)

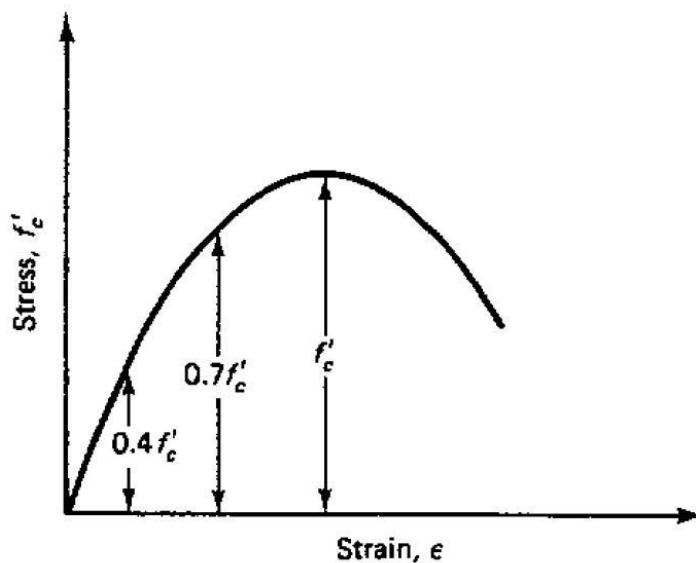


Figure 2.2 Typical stress-strain curve of concrete.

ចំណេះដឹងពីទំនាក់ទំនង stress-strain របស់បេតុងមានសារៈសំខាន់ណាស់សម្រាប់ដំណើរការវិភាគ និងគណនាគ្រឿងបង្គំដែលធ្វើពីបេតុង ។ រូបទី ២.២ បង្ហាញពីខ្សែកោង stress-strain គំរូដែលទទួលបានពីការពិសោធដោយប្រើសំណាកគំរូបេតុងស៊ីឡាំងដែលរងបន្ទុកសង្កត់តាមអ័ក្សទោលរយៈពេលជាច្រើននាទី ។ គេអាចចាត់ទុកផ្នែកទីមួយរបស់ខ្សែកោងប្រហែល 40% នៃវេស៊ីស្តង់ខ្ពស់បំផុត (ultimate strength) មានលក្ខណៈសមាមាត្រ (linear) សម្រាប់គ្រប់ការពិសោធន៍អស់ ។ បន្ទាប់មកប្រហែល 70% នៃកុងត្រាំងបាក់ (failure stress) បាត់បង់ភាពរឹងរបស់វាយ៉ាងច្រើន ដោយបង្កើនកំណែង ។ នៅត្រង់ ultimate load ស្នាមប្រេះតាម

បណ្តោយទិសនៃការដាក់បន្ទុកចាប់ផ្តើមលេចចេញយ៉ាងច្បាស់ ហើយសំណាកគំរូស្ថិតនៅក្នុងស្ថានភាពច្រើន (លើកលែងសំណាកគំរូដែលមានលក្ខណៈតូចណាស់) បែកបាក់ក្នុងរយៈពេលដ៏ខ្លី ។ រូបទី ២.៣ បង្ហាញពីខ្សែកោង stress-strain របស់បេតុងដែលមានលក្ខណៈច្រើនប្រភេទដែលធ្វើឡើងដោយ Portland Cement Association ។ យើងឃើញថា (1) បេតុងដែលមានលក្ខណៈកាន់តែតូច មានបម្រែបម្រួលរាងធៀបកាន់តែធំ (2) ប្រវែងនៃចំណែកសមាមាត្រដំបូងកើនឡើងជាមួយនឹងការកើនឡើងនៃលក្ខណៈសង្កត់របស់បេតុង (3) ភាពស្មិត (ductility) ត្រូវបានកាត់បន្ថយជាមួយនឹងការកើនឡើងនៃលក្ខណៈសង្កត់ ។

២.៣. ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច និងការប្រែប្រួលលក្ខណៈសង្កត់ជាមួយនឹងពេល

(Modulus of Elasticity and Change in Compressive Strength with Time)

ដោយសារខ្សែកោង stress-strain ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ២.៤ មានលក្ខណៈកោង (curvilinear) តាំងពីដំណាក់កាលដំបូងនៃប្រវត្តិនៃការដាក់បន្ទុករបស់វា ។ គេអាចទទួលបានម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចតែពីបន្ទាត់ប៉ះទៅនឹងខ្សែកោងត្រង់ចំណុចគោល ។ ជំរាលដំបូង (initial slope) របស់បន្ទាត់ប៉ះទៅនឹងខ្សែកោងត្រូវបានកំណត់ជាម៉ូឌុលប៉ះដើម (initial tangent modulus) ហើយគេអាចសង់បន្ទាត់ប៉ះគ្រប់ចំណុចទាំងអស់នៅលើខ្សែកោង ។ បន្ទាត់ទ្រេតត្រង់ដែលភ្ជាប់ពីចំណុចគោលទៅក្នុងត្រាំងដែលអោយ (ប្រហែល $0.4 f'_c$) កំណត់នូវ secant modulus of elasticity របស់បេតុង ។ តម្លៃនេះបំពេញលក្ខខណ្ឌសន្មត់ថាសម្ភារៈមានលក្ខណៈអេឡាស្ទិចដោយបម្រែបម្រួលរាងធៀបដែលកើតមានក្នុងអំឡុងនៃការដាក់បន្ទុករត់ទៅរកទីតាំងដើមដែលមិនទាន់រងបន្ទុកវិញ ហើយបម្រែបម្រួលរាងធៀបបន្តបន្ទាប់ទៀតដោយការដាក់បន្ទុកបន្ថែមត្រូវបានចាត់ទុកជា creep ។

ACI Code អោយសមីការខាងក្រោមសម្រាប់គណនា secant modulus of elasticity របស់បេតុង,

E_c

$$E_c = 33w_c^{1.5}\sqrt{f'_c} \text{ Psi សម្រាប់ } 90 < w_c < 155 \text{ lb / ft}^3$$

ដែល w_c ជាដង់ស៊ីតេរបស់បេតុង និង f'_c ជាលក្ខណៈសង្កត់ ។ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$$E_c = 57000\sqrt{f'_c} \text{ psi } (4700\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$$

ឬ

$$E_c = 0.043w_c^{1.5}\sqrt{f'_c} \text{ MPa}$$

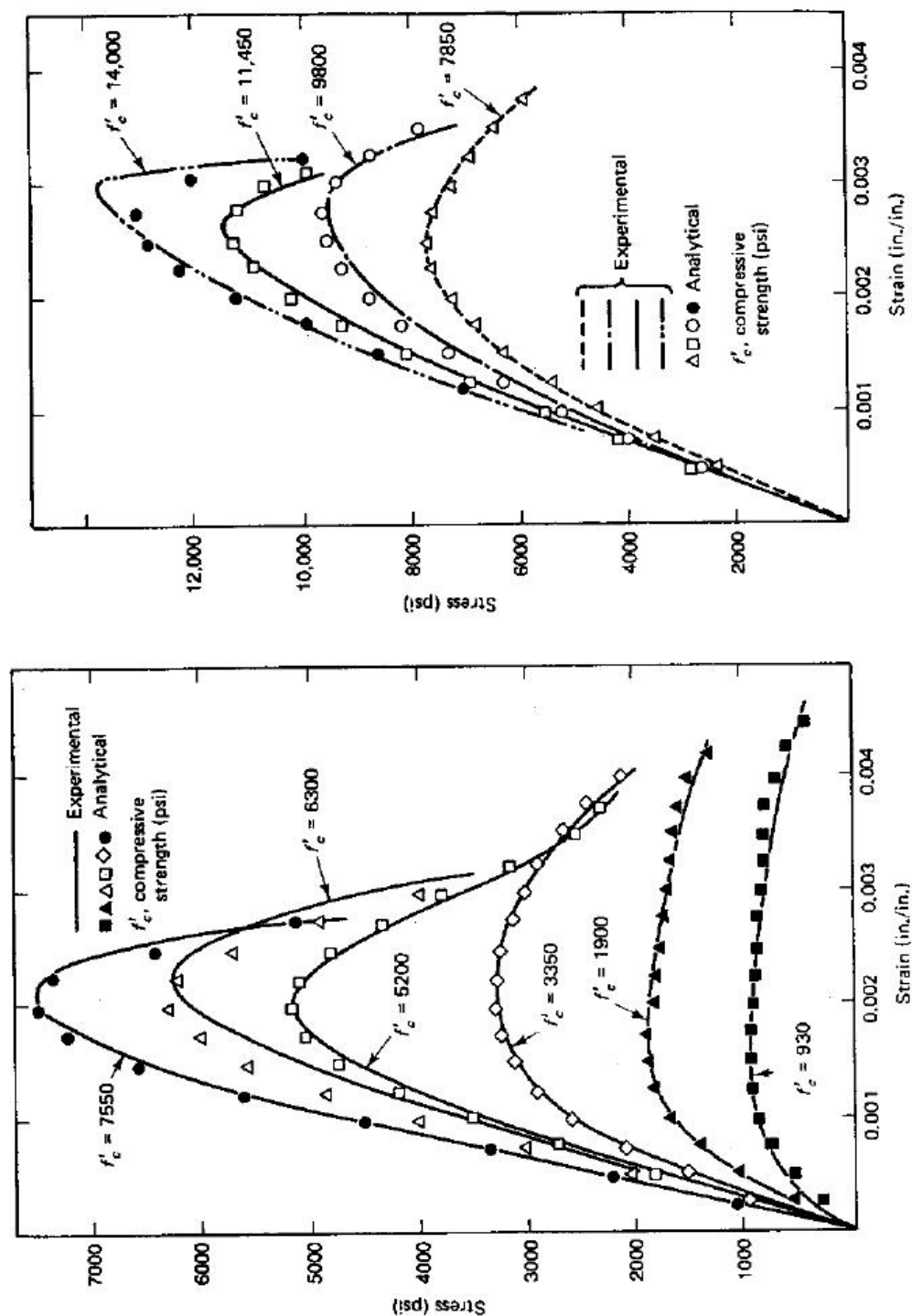


Figure 2.3 Stress-strain curves for various concrete strengths.

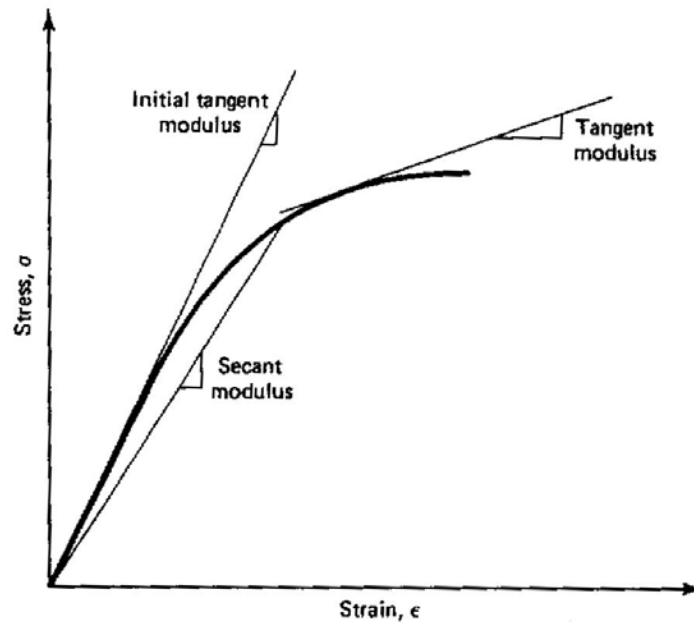


Figure 2.4 Tangent and secant moduli of concrete.

២.៣.ក. បេតុងរេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ (High-Strength Concrete)

បេតុងរេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ជាបេតុងដែលមានរេស៊ីស្តង់សង្កត់ដោយប្រើសំណាកគំរូស៊ីឡាំងធំជាង 6ksi (41.4MPa) ។ សម្រាប់បេតុងដែលមានរេស៊ីស្តង់នៅចន្លោះ 42MPa – 84MPa សមីការសម្រាប់ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុងគឺ

$$E_c(ksi) = \left[40000\sqrt{f'_c} + 10^6 \right] \left(\frac{w_c}{145} \right)^{1.5} \quad (2.3a)$$

ឬ

$$E_c(MPa) = \left[3.32\sqrt{f'_c} + 6895 \right] \left(\frac{w_c}{2320} \right)^{1.5} \quad (2.3b)$$

សព្វថ្ងៃនេះ គេអាចទទួលបានរេស៊ីស្តង់របស់បេតុងរហូតដល់ 138MPa ដោយប្រើថ្នាំបំបែកទំហំ $\frac{3}{8}$ in.(9.5mm) និង pozzolamic cementitious ជំនួសអោយស៊ីម៉ង់ត៍ដូចជា silica fume ។ គេអាចទទួលបានរេស៊ីស្តង់បែបនេះនៅការដ្ឋានក្រោមលក្ខខណ្ឌការធានាគុណភាព និងការគ្រប់គ្រងគុណភាពយ៉ាងដិតដល់ ។ សម្រាប់រេស៊ីស្តង់ដែលនៅចន្លោះ 138MPa – 206MPa គេត្រូវបន្ថែមសារធាតុរួមផ្សំដទៃទៀតដូចជាដែក ឬ carbon fiber ។ សម្រាប់គ្រប់ករណីទាំងអស់នេះ គេត្រូវធ្វើការសាកល្បងលាយល្បាយបេតុងជាច្រើនគំរូ (យ៉ាងតិច 5) នៅការដ្ឋាន ដោយកែប្រែសារធាតុផ្សំដើម្បីទទួលបានភាពងាយស្រួលធ្វើការ (workability) ដែលត្រូវការក្នុងការចាក់បេតុង ។ គេប្រើពុម្ពស៊ីឡាំងដែកដែលមានអង្កត់ផ្ចិត 10cm និងមានកម្ពស់ 20cm ដោយអនុវត្តការកែប្រែ

ទំហំ ។ តារាង ២.១ រាយនូវសារធាតុផ្សំដើម្បីទទួលបានលើស្តង់ដារ 18000 psi (124MPa) នៅអាយុ 56 ថ្ងៃ ដែលលេខនៅក្នុងរង្វង់ក្រចកជាតម្លៃ design mixture ។ រូបទី ២.៥ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមលើស្តង់ដារ-តាមអាយុដោយប្រើពុម្ព 10cm × 20cm សម្រាប់ល្បាយបេតុងដែលបានលាយដូចបង្ហាញក្នុងតារាង ២.១ ។ តារាង ២.២ បង្ហាញពីល្បាយបេតុងដែលបាន design សម្រាប់លើស្តង់ដារ 84MPa នៅអាយុ 7 ថ្ងៃ ។ ផលធៀបស៊ីម៉ង់ត៍លើថ្មបំបែកល្អិតលើថ្មបំបែកធំ គឺ 1:1.22:2.06 ហើយភាពរាវប្រែប្រួលចន្លោះ 100–150mm ។ រូបទី ២.៦ បង្ហាញពី មុខកាត់ផ្ទៃមសមាសដែលប្រើព្រិសបេតុងប្រកុងត្រាំងនៅលើស្លាបត្រង់ទំរ ។

តារាង ២.១ ល្បាយផ្សំសម្រាប់ $f'_c > 18000 \text{ psi} (124 \text{ MPa})$

ថ្មបំបែកធំ $\frac{3}{8} \text{ in.} (9.5 \text{ mm})$ (kg)	ថ្មបំបែកល្អិត (ខ្សាច់) (kg)	ស៊ីម៉ង់ត៍ (kg)	ទឹក (kg)	Silica fume (l)	Superplasticizer W. R. Grace	
					Dartard 40	Mighty 150
					g / 100kg ស៊ីម៉ង់ត៍	
1104	687	565	128	64.5	116	540
1117	687	564	128	64.5	116	904
(1065)	(649)	(561)	(w/c=0.22)	(41kg) ^a	(330)	(up to 1323)

^a តែទំហំនៃរបស់ silica fume ដុំ ។ ទឹកដែលជាផ្នែកនៃល្បាយទឹកត្រូវបានដកចេញពីទឹកដែលអនុញ្ញាតសរុប ។

តារាង ២.២ ល្បាយផ្សំសម្រាប់ $f'_c > 18000 \text{ psi} (124 \text{ MPa})$

ថ្មបំបែកធំ $\frac{3}{8} \text{ in.} (9.5 \text{ mm})$ (kg)	ថ្មបំបែកល្អិត (ខ្សាច់) (kg)	ស៊ីម៉ង់ត៍ព័រឡេន ប្រភេទ III (kg)	ទឹក (kg)	Powder Silica fume force 10000 (l)	Liquid Superplasticizer (Grace)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)
1092	649	425	170	106	32

២.៣.ខ. លើស្តង់ដារដើម និងម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច

(Initial Compressive Strength and Modulus)

ដោយសារតែអនុវត្តកម្លាំងប្រកុងត្រាំងមុនពេលបេតុងទទួលបានលើស្តង់ដារនៅអាយុ 28 ថ្ងៃ គេចាំបាច់កំណត់លើស្តង់ដាររបស់បេតុង f'_{ci} នៅថ្ងៃអនុវត្តកម្លាំងប្រកុងត្រាំង ក៏ដូចជាម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច E_c របស់វា នៅដំណាក់កាលផ្សេងៗនៃប្រវត្តិការងារដាក់បន្ទុកទៅលើអង្គភាព ។ សមីការទូទៅនៃលើស្តង់ដារដែលជាអនុគមន៍អាស្រ័យនឹងពេលគឺ

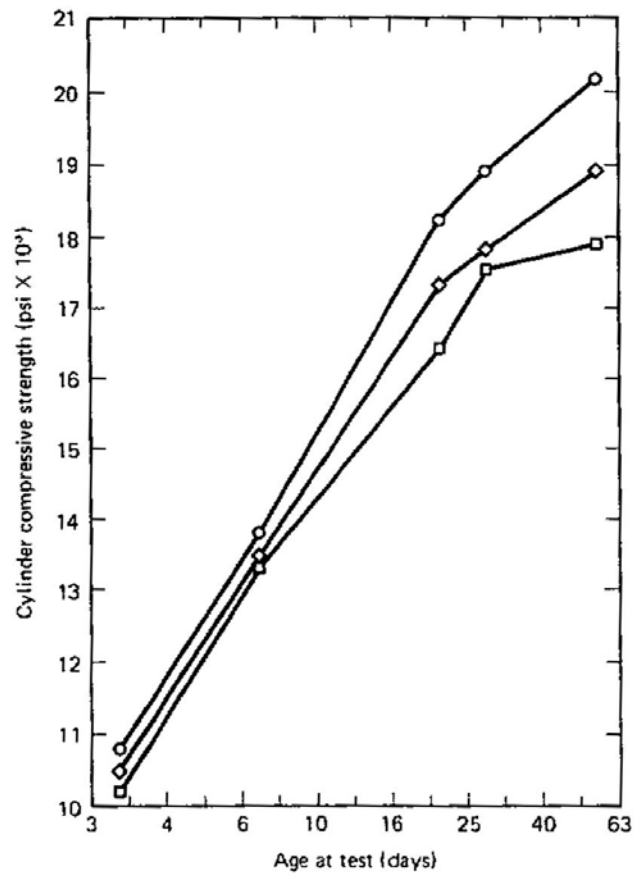


Figure 2.5 Compressive strength versus age of high-strength concrete.

ដែល f'_c = រេស៊ីស្តង់ស្តង់តនៅអាយុ 28 ថ្ងៃ

t = រយៈពេលគិតជាថ្ងៃ

α = មេគុណអាស្រ័យនឹងប្រភេទរបស់ស៊ីម៉ង់ត៍ និងលក្ខខណ្ឌនៃការថែទាំបេតុង

= 4.0 សម្រាប់ស៊ីម៉ង់ត៍ប្រភេទ I ជាមួយនឹងការថែទាំដោយសំណើម (moist-cured type –I cement)

= 2.3 សម្រាប់ស៊ីម៉ង់ត៍ប្រភេទ III ជាមួយនឹងការថែទាំដោយសំណើម (moist-cured type –I cement)

= 1.0 សម្រាប់ស៊ីម៉ង់ត៍ប្រភេទ I ជាមួយនឹងការថែទាំដោយចំហាយទឹក (steam-cured type –I cement)

= 0.7 សម្រាប់ស៊ីម៉ង់ត៍ប្រភេទ III ជាមួយនឹងការថែទាំដោយចំហាយទឹក (steam-cured type –I cement)

β = មេគុណអាស្រ័យនឹងប៉ារ៉ាម៉ែត្រដែលត្រូវគ្នានឹងមេគុណ α ។ វាស្មើនឹង 0.85 , 0.92 , 0.95 និង 0.98 រៀងគ្នា ។

$$f'_{ci} = \frac{t}{\alpha + \beta t} f'_c \quad (2.4a)$$

ដូចនេះសម្រាប់បេតុងដែលផលិតពីស៊ីម៉ង់ត៍ប្រភេទ I ជាមួយនឹងការថែទាំដោយសំណើម

$$f'_{ci} = \frac{t}{4.0 + 0.85t} f'_c \quad (2.4b)$$

ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចប្រសិទ្ធភាព (effective modulus) របស់បេតុងគឺ

$$E'_c = \frac{\text{stress}}{\text{elastic strain} + \text{creep strain}} \quad (2.5)$$

ហើយម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចប្រសិទ្ធភាពខ្ពស់បំផុត (ultimate effective modulus) គឺ

$$E_{cn} = \frac{E_c}{1 + \gamma_t} \quad (2.6a)$$

ដែល γ_t ជា creep ratio ដែល

$$\gamma_t = \frac{\text{ultimate creep strain}}{\text{elastic strain}}$$

Creep ratio γ_t ដែលមានដែនកំណត់ខ្ពស់បំផុត និងទាបបំផុតសម្រាប់បេតុងប្រេកុងត្រាំងដែលមានគុណភាពខ្ពស់គឺ

$$\text{ដែនកំណត់ខ្ពស់បំផុត: } \gamma_t = 1.75 + 2.25 \left(\frac{100 - H}{65} \right) \quad (2.6b)$$

$$\text{ដែនកំណត់ទាបបំផុត: } \gamma_t = 0.75 + 0.75 \left(\frac{100 - H}{50} \right) \quad (2.6c)$$

ដែល H ជាសំណើមមធ្យម (mean humidity) គិតជា % ។

ពីសមីការខាងលើ យើងឃើញថាកត្តាដែលជះឥទ្ធិពលលើតម្លៃរបស់ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចដែលក្រៅបើបន្ទុកនៅមានសំណើមនៅក្នុងបេតុង ផលធៀបទឹកលើស៊ីម៉ង់ត៍ អាយុរបស់បេតុង និងសីតុណ្ហភាព។ ដូចនេះសម្រាប់គ្រឿងបង្ក ដែលមានលក្ខណៈពិសេសដូចជា arches, tunnel និងអាង គេចាំបាច់កំណត់ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុងពីលទ្ធផលនៃការពិសោធន៍។ ដោយសារតែវេស៊ីស្តង់ទាញរបស់បេតុងមានតម្លៃតូចដូចនេះគេមិនបានកំណត់ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចក្នុងការទាញទេ តែគេសន្មត់ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចក្នុងការទាញស្មើនឹងម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចក្នុងការសង្កត់។

២.៤. Creep

Creep ឬ lateral material flow ជាការកើនឡើងនៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប (strain) ជាមួយនឹងពេលវេលាដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ ។ កំហូចទ្រង់ទ្រាយដើម (initial deformation) ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុក គឺបម្រែបម្រួលរាងធៀបអេឡាស្ទិច (elastic strain) ចំណែកបម្រែបម្រួលរាងធៀបបន្ថែមដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកដដែលគឺជា creep strain ។

រូបទី ២.៧ បង្ហាញពីការកើនឡើងរបស់ creep strain ជាមួយនឹងពេលវេលា។ នៅក្នុងករណី shrinkage យើងឃើញថា creep stain ថយចុះទៅតាមពេលវេលា។ គេមិនអាចមើលឃើញ creep ដោយផ្ទាល់ តែគេអាចកំណត់វាដោយការដក elastic strain និង shrinkage strain ពី total strain បាន។ ទោះបីជា shrinkage និង creep មិនមែនជាបាតុភូតដែលឯករាជ្យពីគ្នាក៏ដោយ គេសន្មតថាគេអាចប្រើវិធីតម្រួតផល (superposition) សម្រាប់កំណត់ strain បាន។ ដូចនេះ

$$\text{Total strain}(\epsilon_t) = \text{elastic strain}(\epsilon_e) + \text{creep}(\epsilon_c) + \text{shrinkage}(\epsilon_{sh})$$

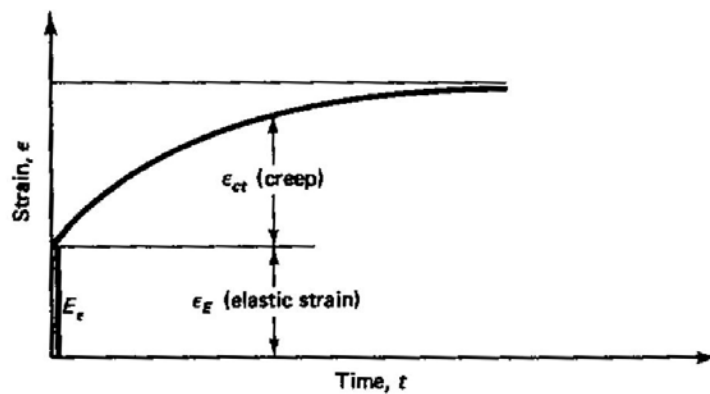


Figure 2.7 Strain-time curve.

រូបទី ២.៨ បង្ហាញកំរិតក្នុងលំហនៃ strain បីប្រភេទដែលបណ្តាលពីបន្ទុកសង្កត់អចិន្ត្រៃយ៍ និង shrinkage ។ ដោយសារ creep អាស្រ័យនឹងពេលវេលា ដូចនេះអ័ក្សកែងរបស់វាគឺ កំហូចទ្រង់ទ្រាយ ក្នុងត្រាំង និងពេលវេលា ។

ការពិសោធជាច្រើនបានបង្ហាញអោយឃើញថា creep deformation សមាមាត្រទៅនឹងបន្ទុកអនុវត្តន៍ ប៉ុន្តែភាពសមាមាត្រនេះមានតម្លៃសម្រាប់តែកំរិតក្នុងត្រាំងតូច ។ គេមិនអាចកំណត់ដែនកំណត់ខ្ពស់បំផុតបានយ៉ាងសុក្រិតទេ ប៉ុន្តែវាអាចប្រែប្រួលចន្លោះពី 0.2 ទៅ 0.5 នៃ f'_c ។ តម្លៃនៃដែនកំណត់នេះបណ្តាលមកពីការរាលដាលនៃ microcrack នៅពេលដែលវារងបន្ទុកបានប្រហែល 40% ultimate load ។

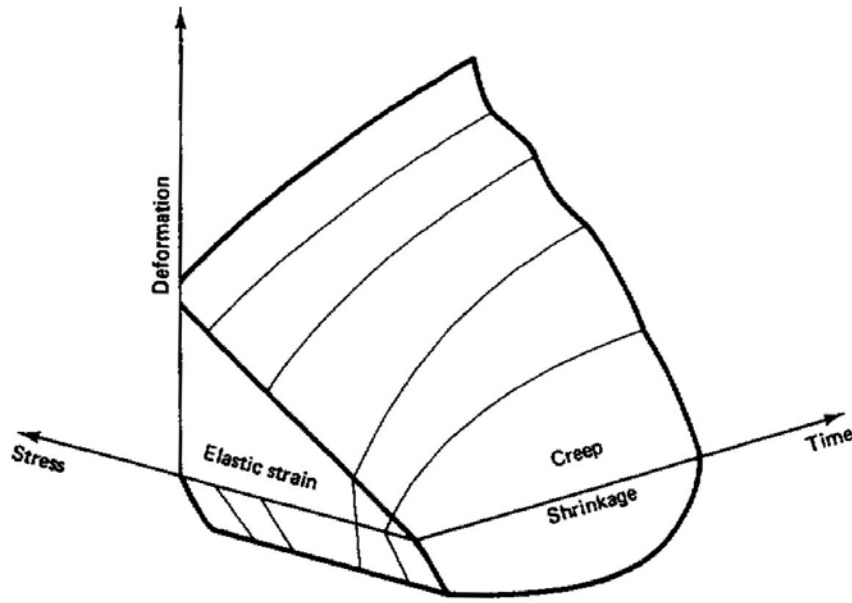


Figure 2.8 Three-dimensional model of time-dependent structural behavior.

រូបទី ២.៩a បង្ហាញពីមុខកាត់របស់គំរូក្នុងលំហនៅក្នុងរូបទី ២.៨ ដែលស្របទៅនឹងប្លង់ដែលមានអ័ក្សកំហូចទ្រង់ទ្រាយ និងអ័ក្សក្នុងត្រាំងនៅត្រង់ពេល t_1 ។ វាបង្ហាញថា ទាំង elastic strain និង creep strain សមាមាត្រទៅនឹងក្នុងត្រាំងដែលអនុវត្ត ។ ដូចគ្នារូបទី ២.៩ b បង្ហាញមុខកាត់ស្របទៅនឹងប្លង់ដែលមានអ័ក្សពេល និងអ័ក្សកំហូចទ្រង់ទ្រាយ នៅត្រង់ក្នុងត្រាំង f_1 ។ ដូចនេះ វាបង្ហាញនូវភាពដូចគ្នារវាងទំនាក់ទំនងនៃ creep និងពេល និងទំនាក់ទំនងនៃ shrinkage និងពេល ។

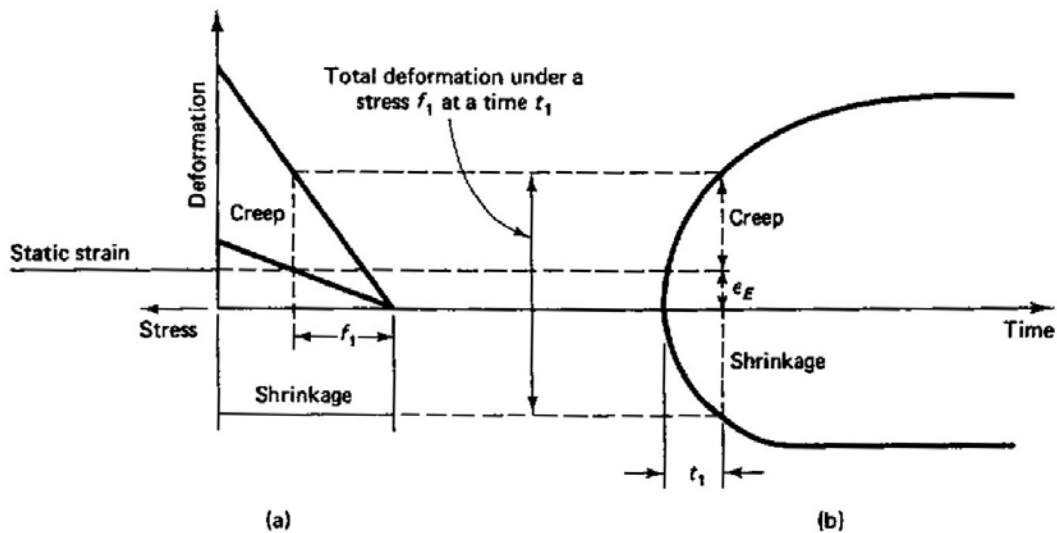


Figure 2.9 (a) Section parallel to the stress-deformation plane. (b) Section parallel to the deformation-time plane.

នៅក្នុងករណី shrinkage, កំហូចទ្រង់ទ្រាយដោយសារ creep ក្រោមអំពើនៃបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍មិនត្រឡប់ទៅរកភាពដើមទាំងស្រុងរបស់វាវិញទេ ។ ប្រសិនបើគេដកបន្ទុកពីសំណាកគំរូបន្ទាប់ពីរយៈពេលរងបន្ទុកដ៏យូរ គេទទួលបានការត្រឡប់ទៅរកភាពដើមអន្តរាគមន៍មួយ តែតូចជាងបម្រែបម្រួលរាងធៀបក្រោមអំពើរបស់បន្ទុក ។ ការត្រឡប់ទៅរកភាពដើមខណៈបន្តដោយការកាត់បន្ថយបម្រែបម្រួលរាងធៀបយ៉ាងសន្សឹមៗ ត្រូវបានគេអោយឈ្មោះថា creep recovery ។ ការត្រឡប់ទៅរកភាពដើមវិញអាស្រ័យទៅនឹងអាយុរបស់បេតុងនៅពេលរងបន្ទុកបេតុងកាត់ តែមានអាយុច្រើន creep recovery កាន់តែធំ (រូបទី ២.១០) ។

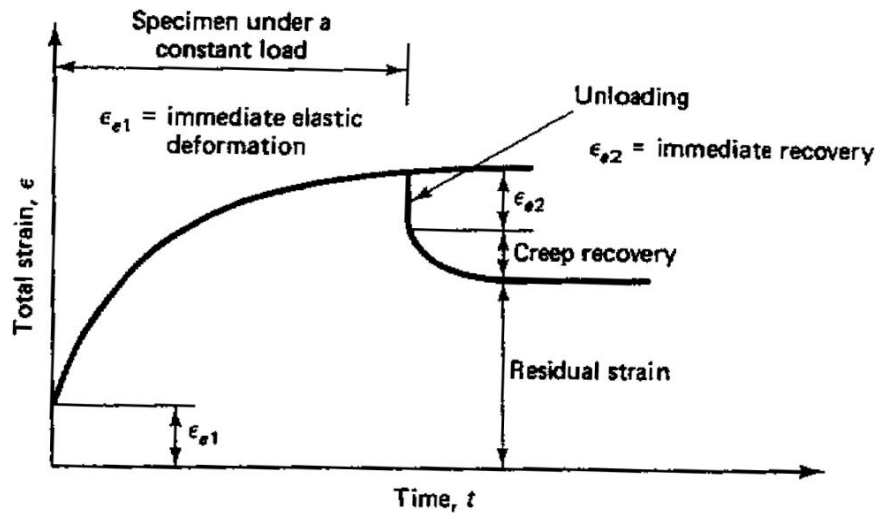


Figure 2.10 Creep recovery versus time.

Creep មានទំនាក់ទំនងយ៉ាងជិតស្និទ្ធជាមួយនឹង shrinkage ហើយតាមច្បាប់ទូទៅ បេតុងដែលទប់ទល់នឹង shrinkage បាន ក៏មាន creep តូចដែរ ដែលបាតុភូតទាំងពីរនេះមានទំនាក់ទំនងទៅនឹង hydrated cement paste ។ ដូចនេះ creep ទទួលឥទ្ធិពលពីធាតុផ្សំរបស់បេតុង លក្ខខណ្ឌបរិវេណ និងទំហំរបស់សំណាកគំរូ ។ ប៉ុន្តែជាគោលការណ៍ creep អាស្រ័យនឹងការដាក់បន្ទុកដែលជាអនុគមន៍នឹងពេល ។

គេកំណត់ធាតុផ្សំរបស់សំណាកគំរូបេតុងដោយផលធៀបទឹកលើស៊ីម៉ង់ត៍ និងផលធៀបទឹកលើសារធាតុម៉ត់ផងនៅពេលគេប្រើទឹកថ្នាំគីមី ដោយថ្លបំបែក និងប្រភេទស៊ីម៉ង់ត៍, និងដោយថ្លបំបែក និងបរិមាណស៊ីម៉ង់ត៍ ។ ដូចនេះ កាលណាផលធៀបទឹកលើស៊ីម៉ង់ត៍ និងបរិមាណស៊ីម៉ង់ត៍កាន់តែឡើងខ្ពស់ creep និង shrinkage កាន់តែធំ ។ កាលណាបរិមាណថ្លបំបែកកាន់តែឡើងច្រើន shrinkage និង creep កាន់តែកាន់បន្ថយ ។

២.៤.ក. Effects of Creep

ដូចគ្នានឹង shrinkage ដែរ creep បង្កើនភាពជាបឋមរបស់ថ្នើម និងកម្រាលខណ្ឌ ហើយធ្វើអោយបាត់បង់កំលាំងប្រកុងត្រាំង។ លើសពីនេះ ចំណាកផ្ចិតដើមរបស់សសរបេតុងអារម៉េកើនឡើងទៅតាមពេលដោយសារ creep ដែលធ្វើអោយមានការផ្ទេរកម្លាំងសង្កត់ពីបេតុងទៅដែក។

នៅពេលដែលដែក yield, បេតុងនឹងរងបន្ទុកបន្ថែម។ ដូចនេះ វេស៊ីស្តង់របស់សសរបន្ថយចុះ ហើយកំណែងរបស់សសរកើនឡើង ដែលធ្វើអោយបេតុងរងកុងត្រាំងលើស និងនាំដល់ការបាក់។

២.៤.ខ. Rheological Models

Rheological model ជាឧបករណ៍មេកានិចដែលពណ៌នាពីកំហូចទ្រង់ទ្រាយទូទៅរបស់សម្ភារៈក្រោមអំពើរបស់កុងត្រាំង។ Model នេះផ្សំឡើងដោយរ៉ឺស័រអេឡាស្ទិច (elastic spring) និង dashpot ដែលកំណត់ជាកុងត្រាំង, elastic strain, delayed elastic strain, irrecoverable strain និងពេល។ រ៉ឺស័រតំណាងអោយភាពសមាមាត្ររវាងកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀប ហើយ dashpot តំណាងអោយភាពសមាមាត្ររវាងកុងត្រាំង និងអត្រានៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប។ រ៉ឺស័រ និង dashpot ដែលតំរូវជាខ្ទង់បង្កើតបានជា Kelvin unit ឯការតំរូវជាស៊េរីបង្កើតបានជា Maxwell unit។

រូបទី ២.១១ បង្ហាញពី Burgers model ដែលគេអាចពិសោធពិការធ្វើការជាទំនាក់ទំនងរវាងកុងត្រាំង-strain-ពេល របស់បេតុងនៅត្រង់ដែលសមាមាត្រជាមួយនឹងការកំណត់ខ្លះ។ Model នេះពិសោធកម្របម្រួលរាងធៀបដែលអាចត្រឡប់ទៅរកភាពដើមខណៈ (instantaneous recoverable strain) a , delayed recoverable elastic strain នៅក្នុងរ៉ឺស័រ b និង irrecoverable time-dependent strain នៅក្នុង dashpot c និង d ។ ភាពទន់ខ្សោយរបស់ model នេះគឺថាវាបន្តទ្រង់ទ្រាយក្រោមអត្រាថេរនៅពេលដែលបន្ទុកត្រូវបានទប់ទល់ដោយ Maxwell dashpot ដែលការធ្វើការបែបនេះមិនស្រដៀងគ្នានឹងបេតុងទេ ដែល creep ទៅដល់តម្លៃកំណត់ជាមួយនឹងពេល ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ២.៧។

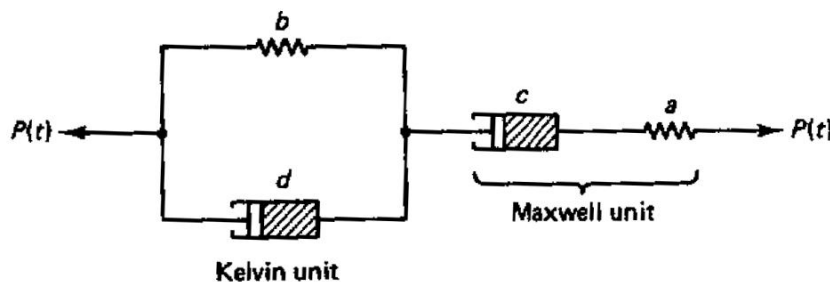


Figure 2.11 Burgers model.

Ross rheological model ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ២.១២ ជា model ដែលបានកែប្រែដើម្បីលុបបំបាត់ភាពខ្វះខាតរបស់ Burger model ។ A នៅក្នុង model នេះតំណាងអោយភាពសមាមាត្រនៃ stress-strain របស់សម្ភារៈតាមច្បាប់ហ្គ្រីក, D ជា dashpot ហើយ B និង C ជាវ៉ិស័រអេឡាស្ទិចដែលអាចបញ្ជូនកម្លាំងអនុវត្តន៍ $P(t)$ ផ្ទៃរបស់ស៊ីឡាំងបិទជិតដោយកម្លាំងកកិត ។

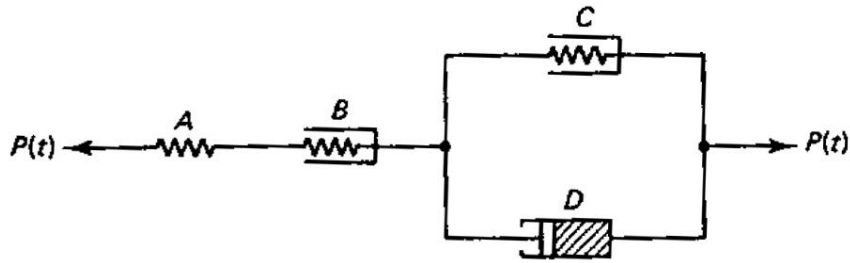


Figure 2.12 Ross model.

សមីការគណិតវិទ្យាមួយតាមរយៈ Ross model សម្រាប់កំណត់ creep ក្រោមអំពើរបស់បន្ទុកក្នុងចន្លោះរយៈពេល t គឺ

$$C = \frac{t}{a + bt} \quad (2.7)$$

ដែល a និង b ជាតម្លៃថេរដែលអាចកំណត់បានពីពិសោធន៍ ។

Brason បានសម្រួលការវាយតម្លៃរបស់ creep ។ គេអាចកំណត់បម្រែបម្រួលរាងធៀបបន្ថែម ϵ_{cu} ដែលបណ្តាលពី creep គឺ

$$\epsilon_{cu} = \rho_u f_{ci} \quad (2.8)$$

ដែល ρ_u = មេគុណ creep ឯកតា ដែលជាទូទៅគេហៅវាថា specific creep

f_{ci} = អាំងតង់ស៊ីតេក្នុងត្រាំងនៅក្នុងអង្គត់គ្រឿងបង្កើនដែលត្រូវគ្នានឹងបម្រែបម្រួលរាងធៀបឯកតា ϵ_{cu}

Ultimate creep coefficient C_u មានរាង

$$C_u = \rho_u E_c \quad (2.9)$$

ឬតម្លៃមធ្យមរបស់វាគឺ $C_u \approx 2.35$ ។

មេគុណ creep នៅគ្រប់ខណៈ (សម្រាប់លក្ខខណ្ឌស្តង់ដារ) មានរាង

$$C_t = \frac{t^{0.6}}{10 + t^{0.6}} C_u \quad (2.10)$$

$$\text{ឬម្យ៉ាងទៀត} \quad \rho_t = \frac{t^{0.6}}{10 + t^{0.6}} \quad (2.11)$$

ដែល t ជាពេលគិតជាថ្ងៃ និង ρ_t ជាមេគុណពេល ។ លក្ខខណ្ឌស្តង់ដារដែលកំណត់ដោយ Brason គឺបេតុងត្រូវមាន ភាពរាវតិចជាង ឬស្មើ 10cm និងមានសំណើមបរិយាកាស (relative humidity) 40% ។ ប្រសិនបើលក្ខខណ្ឌ មិនស្តង់ដារ គេត្រូវអនុវត្តមេគុណកែសម្រួល creep ទៅលើសមីការ 2.10 និង 2.11 ដូចខាងក្រោម:

- (a) សម្រាប់ moist-cured concrete ដែលរងបន្ទុកនៅអាយុ 7 ថ្ងៃ ឬច្រើនជាងនេះ

$$k_a = 1.25t^{-0.118} \quad (2.12)$$

- (b) សម្រាប់ steam-cured concrete ដែលរងបន្ទុកនៅអាយុ 1 ថ្ងៃទៅ 3 ថ្ងៃ ឬច្រើនជាងនេះ

$$k_a = 1.13t^{-0.095} \quad (2.13)$$

សម្រាប់ relative humidity ធំជាង 40% គេត្រូវគុណមេគុណកែសម្រួលខាងក្រោមទៅលើសមីការ 2.12 និង 2.13

$$k_{c1} = 1.27 - 0.0067H \quad (2.14)$$

ដែល H = relative humidity គិតជា % ។

២.៥. ការរួមមាឌ (Shrinkage)

ជាទូទៅ shrinkage មានពីរប្រភេទគឺ plastic shrinkage និង drying shrinkage ។ Plastic shrinkage កើតមានក្នុងអំឡុងពេលប៉ុន្មានម៉ោងក្រោយពេលចាក់បេតុងស្រស់ចូលក្នុងពុម្ព ។ ផ្នែកប្រមាណខណ្ឌងាយរង ខ្យល់ស្ងួតដោយសារផ្ទៃប៉ះរបស់វាធំ ។ ក្នុងករណីបែបនេះ សំណើមរបស់វាហួតពីផ្ទៃខាងលើរបស់បេតុងលឿនជាង ចលនាសម្ពាធទឹករត់ឡើងលើពីស្រទាប់ខាងក្រោមរបស់បេតុង ។ ចំណែកឯ Drying shrinkage កើតមានក្រោយ ពេលដែលបេតុងទទួលបាន final set ហើយដំណើរការអ៊ីដ្រាតកម្មគឺមិនរប់ស្ទើរម៉ឺន់ត្រូវបានបញ្ចប់ ។

Drying shrinkage ជាការកាត់បន្ថយមាឌរបស់បេតុងនៅពេលដែលវាបាត់បង់សំណើមដោយសាររំហួត ។ បាតុភូតដែលផ្ទុយនឹង shrinkage ជាការកើនមាឌតាមរយៈការប្រើទឹក ដែលគេអោយឈ្មោះថាការរីកមាឌ (swelling) ។ គេអាចនិយាយម្យ៉ាងទៀតថា shrinkage និង swelling ជាចលនាចេញ ចូលរបស់ទឹកនៅក្នុង រចនាសម្ព័ន្ធរបស់ទឹកស៊ីម៉ង់ត៍នៃសំណាកគំរូបេតុងដែលបណ្តាលមកពីកំរិតសំណើម និងកំរិតផ្គុំទឹកខុសគ្នារវាង សំណាកគំរូ និងបរិយាកាសដែលនៅជុំវិញវាដោយមិនគិតបន្ទុកខាងក្រៅ ។

Shrinkage មិនមានដំណើរត្រឡប់ទៅរកភាពដើមពេញលេញទេ ។ ទោះបីជាគេដាក់ដុំបេតុងដែលរួមមានគ្រប់គ្រាន់ត្រាំទឹកអោយឆ្អែត ក៏វាមិនអាចរីកទៅរកមាឌដើមរបស់វាវិញបានទេ ។ រូបទី ២.១៣ បង្ហាញពីការកើនឡើងបម្រែបម្រួលរាងធៀបដោយសារ shrinkage ϵ_{sh} ជាមួយនឹងពេល ។ អត្រានៃការកើនឡើងនេះថយចុះជាមួយនឹងពេលសម្រាប់បេតុងដែលមានអាយុច្រើនដែលមានលទ្ធភាពច្រើនក្នុងការទប់ទល់ជាមួយនឹងកុងត្រាំងដូចនេះវាវងនូវ shrinkage តិចតួចដោយបម្រែបម្រួលរាងធៀបដោយសារ shrinkage ស្ទើរប៉ះនឹងបន្ទាត់អាស៊ីមតូតដែលស្របនឹងបន្ទាត់ពេល ។

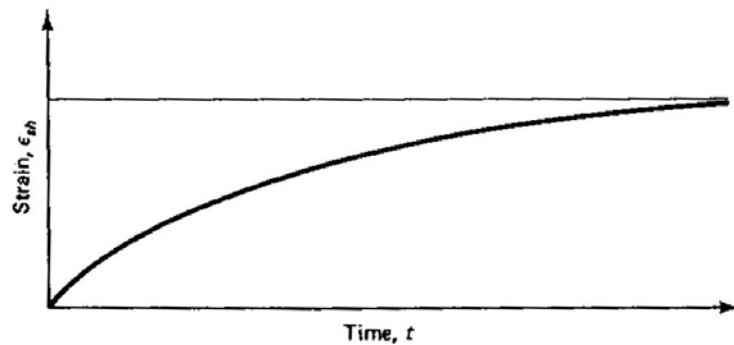


Figure 2.13 Shrinkage-time curve.

កត្តាជាច្រើនជះឥទ្ធិពលដល់ទំហំរបស់ drying shrinkage គឺ:

- ថ្នាំបំបែក (aggregate) : ថ្នាំបំបែកធ្វើសកម្មភាពទប់ការរួមមាឌរបស់ទឹកស៊ីម៉ង់ត៍ ដូចនេះបេតុងដែលមានបរិមាណថ្នាំបំបែកច្រើនប្រឈមនឹងការរួមមាឌតិចតួច ។ លើសពីនេះ លក្ខណៈរបស់ថ្នាំបំបែកជាអ្នកកំណត់កំរិតទប់ទល់ការរួមមាឌ ។ ថ្នាំបំបែកដែលមានម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចកាន់ធំ ឬមានផ្ទៃត្រឹមកាន់ធំ កាន់តែមានសមត្ថភាពក្នុងការទប់ទល់ការរួមមាឌរបស់បេតុង ។
- ផលធៀបទឹកលើស៊ីម៉ង់ត៍ (water/cement ratio): ផលធៀបទឹកលើស៊ីម៉ង់ត៍កាន់តែធំ កាន់តែមាន shrinkage ធំ ។ រូបទី ២.១៤ ជាដ្យាក្រាមនៃទំនាក់ទំនងរវាងបរិមាណថ្នាំបំបែក និងផលធៀបទឹកលើស៊ីម៉ង់ត៍ ។
- ទំហំរបស់បេតុង (size of the concrete element): ទាំងអត្រា និងទំហំសរុបរបស់ការរួមមាឌថយចុះជាមួយនឹងការកើនឡើងនៃមាឌរបស់បេតុង ។ ប៉ុន្តែ គ្រឿងបង្កដែលមានទំហំធំត្រូវការរយៈពេលនៃការរួមមាឌយូរជាង ដោយសារវាត្រូវការពេលវេលាសម្រាប់ drying shrinkage ទៅដល់តំបន់ខាងក្នុង ។ វាអាចត្រូវការរយៈពេល ១ឆ្នាំសម្រាប់ដំណើរការ drying shrinkage ចាប់ផ្តើមនៅ

ជម្រៅ 25cm ពីផ្ទៃរងសំពាធ ហើយវាត្រូវការរយៈពេល១០ឆ្នាំដើម្បីចាប់ផ្តើមនៅជម្រៅ 60cm ពីក្រោមផ្ទៃខាងក្រៅ ។

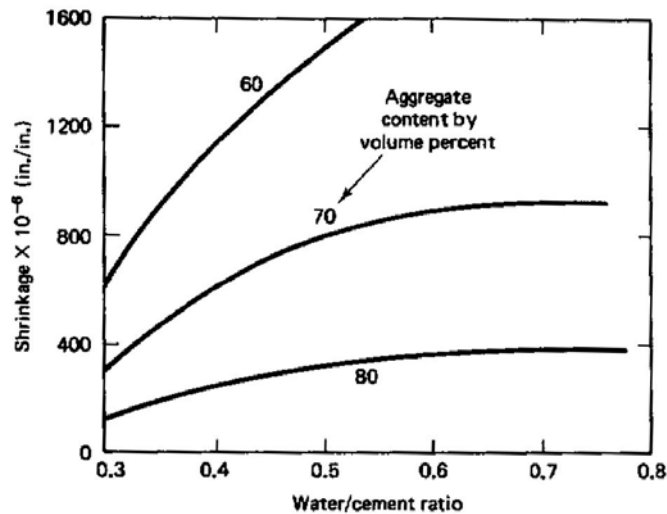


Figure 2.14 w/c ratio and aggregate content effect on shrinkage.

- d. លក្ខខណ្ឌបរិយាកាសមធ្យម (medium ambient condition): Relative humidity មធ្យមជិះ ឥទ្ធិពលយ៉ាងខ្លាំងដល់ការរួមមាឌ ។ អត្រានៃការរួមមាឌនឹងតូច នៅពេល relative humidity ខ្ពស់ ។ សីតុណ្ហភាពជាកត្តាមួយផ្សេងទៀត ដែលការរួមមាឌនឹងមានលំនឹងនៅពេលសីតុណ្ហភាពទាប ។
- e. បរិមាណរបស់ដែកពង្រឹង (amount of reinforcement): បេតុងពង្រឹងដោយដែករួមមាឌតិចជាង បេតុងសុទ្ធ ។ ភាពខុសគ្នារបស់វាជាអនុគមន៍នឹងភាគរយដែក ។
- f. ទឹកថ្នាំគីមី (admixture): ឥទ្ធិពលរបស់ទឹកថ្នាំគីមីអាស្រ័យនឹងប្រភេទរបស់វា ។ ទឹកថ្នាំគីមីពន្លឿន ការកកើន (accelerator) ដូចជា calcium chloride ធ្វើអោយការរួមមាឌកើនឡើង ។ Pozzolan ក៏បង្កើន drying shrinkage ដែរ តែ air-entraining agent មានឥទ្ធិពលតិចតួចប៉ុណ្ណោះ ។
- g. ប្រភេទស៊ីម៉ង់ត៍ (type of cement): ស៊ីម៉ង់ត៍ដែលកកើនលឿនរួមមាឌខ្លាំងជាងប្រភេទស៊ីម៉ង់ត៍ ផ្សេងៗទៀត ។ តែស៊ីម៉ង់ត៍ដែលទូទាត់ការរួមមាឌកាត់បន្ថយ ឬលុបបំបាត់ស្ទាមប្រេះដោយការ រួម មាឌ ប្រសិនបើគេប្រើវាជាមួយដែកពង្រឹង ។
- h. ប្រតិកម្មឌីអុកស៊ីកាបូនិច (carbonation): ការរួមមាឌដោយសារប្រតិកម្មឌីអុកស៊ីកាបូនិចត្រូវបានបង្កើត ឡើងដោយសារប្រតិកម្មរវាងឌីអុកស៊ីកាបូនិចដែលមាននៅក្នុងបរិយាកាសជាមួយនឹងឌីអុកស៊ីកាបូនិច ដែលមាននៅក្នុងទឹកស៊ីម៉ង់ត៍ ។ បរិមាណនៃការរួមផ្សំនៃការរួមមាឌដោយសារ drying និងដោយ សារ carbonation ប្រែប្រួលអាស្រ័យនឹងភាពញឹកញាប់នៃការប្រព្រឹត្តទៅរបស់វា ។ ប្រសិនបើបាតុ-

ភូតទាំងពីរនេះកើតឡើងក្នុងពេលដំណាលគ្នា ការរួមមាឌនឹងមានទំហំតូចជាង ។ តែដំណើរការនៃការរួមមាឌដោយ carbonation ត្រូវបានកាត់បន្ថយយ៉ាងខ្លាំងនៅ relative humidity ក្រោម 50% ។ Brason ណែនាំនូវទំនាក់ទំនងខាងក្រោមសម្រាប់ shrinkage strain ជាអនុគមន៍នឹងពេលសម្រាប់លក្ខខណ្ឌសំណើមបរិយាកាសស្តង់ដារ ($H \cong 40\%$) :

- សម្រាប់ moist-cured concrete នៅពេល t ក្រោយ 7 ថ្ងៃ

$$\varepsilon_{SH,t} = \frac{t}{35+t} (\varepsilon_{SH,u}) \quad (2.15)$$

ដែល $\varepsilon_{SH,u} = 800 \cdot 10^{-6} \text{ mm/mm}$ ប្រសិនបើគេគ្មានទិន្នន័យក្នុងតំបន់ទេនោះ

- សម្រាប់ steam-cured concrete បន្ទាប់ពីអាយុ 1 ថ្ងៃទៅ 3 ថ្ងៃ

$$\varepsilon_{SH,t} = \frac{t}{55+t} (\varepsilon_{SH,u}) \quad (2.16)$$

សម្រាប់លក្ខខណ្ឌក្រៅពីលក្ខខណ្ឌស្តង់ដារ គេត្រូវអនុវត្តមេគុណកែតម្រូវទៅលើសមីការ 2.15 និង 2.16 ដូចខាងក្រោម:

- សម្រាប់ $40\% < H \leq 80\%$ $k_{SH} = 1.40 - 0.010H$ (2.17a)

- សម្រាប់ $80\% < H \leq 100\%$ $k_{SH} = 3.00 - 0.30H$ (2.17b)

២.៦. ដែកមិនមែនប្រេកុងត្រាំង Nonprestressing Reinforcement

ដែកពង្រឹងធម្មតាសម្រាប់បេតុងរួមមាន bar, wire និង welded wire fabric ដែលវាត្រូវបានផលិតដោយគោរពតាម ASTM standard ។ លក្ខណៈសំខាន់ៗរបស់ដែកពង្រឹងរួមមាន:

- ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច ឬម៉ូឌុលយ៉ាង (Young's modulus) E_s
- រេស៊ីស្តង់យាល (yield strength) f_y
- រេស៊ីស្តង់ខ្ពស់បំផុត (ultimate strength) f_u
- Steel grade designation
- ទំហំ និងអង្កត់ផ្ចិតរបស់ bar ឬ wire

ដើម្បីបង្កើនភាពស្ថិតរវាងដែក និងបេតុង គេបានផលិតដែកដែលលេចចេញនូវខ្សែរណ្តំជុំវិញផ្ទៃរបស់ដែក ហើយដែកទាំងនោះត្រូវបានគេហៅថា deformed bar ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ២.១៥ ។ ខ្សែរណ្តំដែលលេចចេញនេះត្រូវបំពេញលក្ខខណ្ឌ ASTM Specification A616-76 ដើម្បីទទួលស្គាល់ថា deformed bar ។

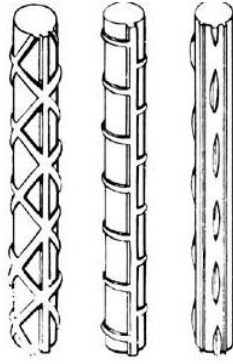


Figure 2.15 Various forms of ASTM-approved deformed bars.

រូបទី ២.១៦ បង្ហាញពីខ្សែកោង stress-strain សម្រាប់ដែក grade 40 , 60 និង 80 ដែលមាន yield strength 276MPa , 414MPa និង 551MPa រៀងគ្នា និងជាទូទៅមានចំណុច yield ច្បាស់លាស់ ។ សម្រាប់ដែកដែលមិនមានចំណុច yield ច្បាស់លាស់ គេកំណត់យកតម្លៃរបស់ yield strength ជាលើស្តីស្តង់ដែលត្រូវគ្នានឹងបម្រែបម្រួលរាងធ្មេប 0.005 សម្រាប់ដែក grade 40 , 60 ហើយ 0.0035 សម្រាប់ grade 80 ។ លើស្តីស្តង់ទាញចុងក្រោយ (ultimate tensile strength) ដែលត្រូវគ្នានឹងដែក grade 40 , 60 និង 80 គឺ 483MPa , 621MPa និង 690MPa រៀងគ្នា ។ ប្រភេទដែកខ្លះទៀតមាននៅក្នុងតារាង ២.៣ ។ ភាគរយសាច់ស្ងួតនៅពេលដាច់ដែលប្រែប្រួលទៅតាម grade របស់ដែក អង្កត់ផ្ចិតដែក សារធាតុដើម ស្ថិតនៅចន្លោះ 4.5% ទៅ 12% លើប្រវែងក្រិត 20cm ។

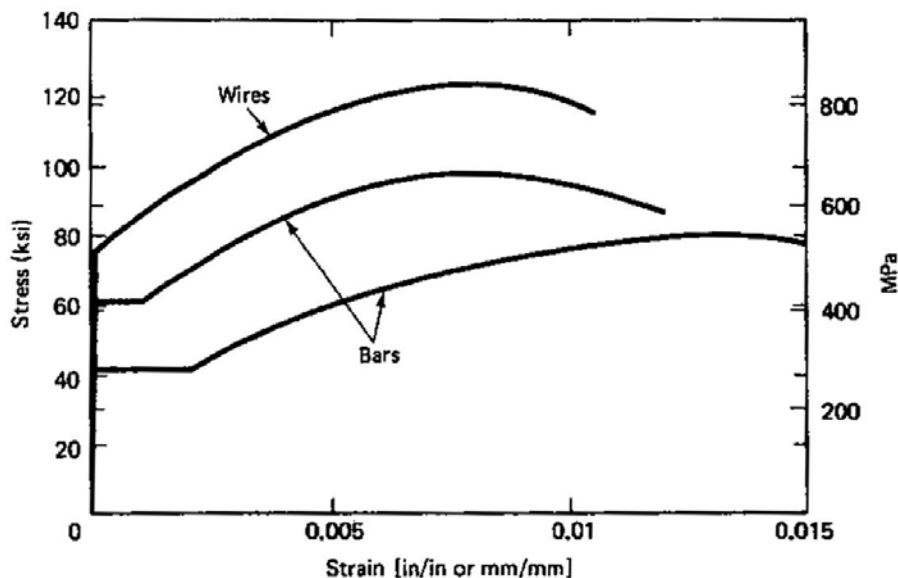


Figure 2.16 Typical stress-strain diagrams for various nonprestressing steels.

ការប្រើប្រាស់ welded wire fabric បានកើនឡើងយ៉ាងខ្លាំងសម្រាប់កម្រាលខណ្ឌ ដោយសារភាពងាយស្រួលក្នុងការតំឡើង ការគ្រប់គ្រងគំលាតដែក និងភាពតោងបេតុងបានល្អ ។ Fabric reinforcement ត្រូវបានផលិតពីដែករលោង ឬ deformed wire ដែលរត់ក្នុងទិសកែងគ្នា ហើយត្រូវបានផ្សារភ្ជាប់គ្នាត្រង់កន្លែងដែលកាត់គ្នា ។ តារាង ២.៥ បង្ហាញពីលក្ខណៈធរណីមាត្រសម្រាប់ standard wire reinforcement ខ្លះ ។

សម្រាប់ mild steel ភាគច្រើន ការធ្វើការរបស់វាត្រូវបានសន្មតជា អេឡាស្ទិចល្អិត និងមានម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចស្មើនឹង $200 \times 10^3 \text{ MPa}$ ។ តារាង ២.៣ បង្ហាញពី reinforcement grade និង strength និងតារាង ២.៤ បង្ហាញពីលក្ខណៈធរណីមាត្រនៃទំហំផ្សេងៗរបស់ដែក ។

តារាង ២.៣ reinforcement grade and strength

1982 standard type	ចំណុចយាលអប្បបរមា ឬរេស៊ីស្តង់យាល f_y		រេស៊ីស្តង់ខ្ពស់បំផុត f_u	
	(psi)	(MPa)	(psi)	(MPa)
Billet steel (A615)				
Grade (40)	40000	276	70000	483
Grade (60)	60000	345	90000	621
Axle steel (A617)				
Grade (40)	40000	276	70000	483
Grade (60)	60000	345	90000	621
Low-alloy steel (A706)				
Grade (60)	60000	345	80000	551
Deformed wire				
Reinforced	75000	517	85000	586
Fabric	70000	483	80000	551
Smooth wire				
Reinforced	70000	483	80000	551
Fabric	65000 ឬ 56000	448 ឬ 386	75000 ឬ 70000	517 ឬ 483

តារាង ២.៤ ទម្ងន់ ក្រឡាផ្ទៃ និងបរិមាត្ររបស់ bar

Bar designation number	ទម្ងន់ក្នុងមួយឯកតាប្រវែង [plf (kg / m)]	Standard nominal dimensions		
		អង្កត់ផ្ចិត d_b [in.(mm)]	ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់ A_b [in. ² (mm ²)]	បរិមាត្រ [in.(mm)]
3	0.376 (0.56)	0.375 (9)	0.11 (71)	1.178 (30)
4	0.668 (0.99)	0.500 (13)	0.20 (129)	1.571 (40)
5	1.043 (1.55)	0.625 (16)	0.31 (200)	1.963 (50)
6	1.502 (2.23)	0.750 (19)	0.44 (284)	2.356 (60)
7	2.044 (3.04)	0.875 (22)	0.60 (387)	2.749 (70)
8	2.670 (3.97)	1.000 (25)	0.79 (510)	3.142 (80)
9	3.400 (5.06)	1.128 (28)	1.00 (645)	3.544 (90)
10	4.303 (6.40)	1.270 (31)	1.27 (819)	3.990 (101)
11	5.313 (7.91)	1.410 (33)	1.56 (1006)	4.430 (113)
14	7.65 (11.38)	1.693 (43)	2.25 (1452)	5.32 (135)
18	13.60 (20.24)	2.257 (56)	4.00 (2581)	7.09 (180)

២.៧. ដែកប្រេកុងត្រាំង (Prestressing Reinforcement)

២.៧.ក. ប្រភេទដែកប្រេកុងត្រាំង Type of Reinforcement

ដោយសារការបាត់បង់ដោយសារ shrinkage និង creep ខ្ពស់នៅក្នុងបេតុង គេអាចទទួលបានកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពដោយប្រើដែករេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ដែលមានរេស៊ីស្តង់ធំជាង ឬស្មើ 270ksi(1862MPa) ។ ដែករេស៊ីស្តង់ធំបែបនេះអាចទប់ទល់នឹងការបាត់បង់នៅជុំវិញបេតុង និងមានកុងត្រាំងសល់គ្រប់គ្រាន់ដើម្បីធានានូវកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងដែលត្រូវការ ។ ទំហំនៃកំហុតបង់កុងត្រាំងធម្មតាស្ថិតនៅចន្លោះ 35ksi(241MPa) ទៅ 60ksi (414MPa) ។ ដូចនេះកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងដំបូងគួរមានទំហំធំ ដែលស្ថិតនៅចន្លោះ 180ksi(1241MPa) ទៅ 220ksi(1517MPa) ។

ដែកប្រេកុងត្រាំងអាចមានទម្រង់ជា single wire, strand ដែលផ្សំឡើងដោយ wire ជាច្រើនមូលចូលគ្នាបង្កើតបានជា single element និង high-strength bar ។ ដែកប្រេកុងត្រាំងដែលគេនិយមប្រើគឺ៖

- Uncoated stress-relieved or low-relaxation wire ។
- Uncoated stress-relieved strand and low-relaxation strand ។
- Uncoated high-strength steel bar ។

Straightened wire ឬ tempered wire បង្ហាញនូវ relaxation loss ខ្ពស់ជាង stress-relieved wire ឬ strand ។

Table 2-5 Standard Wire Reinforcement

W&D Size		U.S. Customary			Area (in. ² /ft of width for various spacings)						
Smooth	Deformed	Nominal diameter (in.)	Nominal area (in. ²)	Nominal weight (lb/ft)	Center-to-center spacing (in.)						
					2	3	4	6	8	10	12
W31	D31	0.628	0.310	1.054	1.86	1.24	0.93	0.62	0.465	0.372	0.31
W30	D30	0.618	0.300	1.020	1.80	1.20	0.90	0.60	0.45	0.366	0.30
W28	D28	0.597	0.280	0.952	1.68	1.12	0.84	0.56	0.42	0.336	0.28
W26	D26	0.575	0.260	0.934	1.56	1.04	0.78	0.52	0.39	0.312	0.26
W24	D24	0.553	0.240	0.816	1.44	0.96	0.72	0.48	0.36	0.288	0.24
W22	D22	0.529	0.220	0.748	1.32	0.88	0.66	0.44	0.33	0.264	0.22
W20	D20	0.504	0.200	0.680	1.20	0.80	0.60	0.40	0.30	0.24	0.20
W18	D18	0.478	0.180	0.612	1.08	0.72	0.54	0.36	0.27	0.216	0.18
W16	D16	0.451	0.160	0.544	0.96	0.64	0.48	0.32	0.24	0.192	0.16
W14	D14	0.422	0.140	0.476	0.84	0.56	0.42	0.28	0.21	0.168	0.14
W12	D12	0.390	0.120	0.408	0.72	0.48	0.36	0.24	0.18	0.144	0.12
W11	D11	0.374	0.110	0.374	0.66	0.44	0.33	0.22	0.165	0.132	0.11
W10.5		0.366	0.105	0.357	0.63	0.42	0.315	0.21	0.157	0.126	0.105
W10	D10	0.356	0.100	0.340	0.60	0.40	0.30	0.20	0.15	0.12	0.10
W9.5		0.348	0.095	0.323	0.57	0.38	0.285	0.19	0.142	0.114	0.095
W9	D9	0.338	0.090	0.306	0.54	0.36	0.27	0.18	0.135	0.108	0.09
W8.5		0.329	0.085	0.289	0.51	0.34	0.255	0.17	0.127	0.102	0.085
W8	D8	0.319	0.080	0.272	0.48	0.32	0.24	0.16	0.12	0.096	0.08
W7.5		0.309	0.075	0.255	0.45	0.30	0.225	0.15	0.112	0.09	0.075
W7	D7	0.298	0.070	0.238	0.42	0.28	0.21	0.14	0.105	0.084	0.07
W6.5		0.288	0.065	0.221	0.39	0.26	0.195	0.13	0.097	0.078	0.065
W6	D6	0.276	0.060	0.204	0.36	0.24	0.18	0.12	0.09	0.072	0.06
W5.5		0.264	0.055	0.187	0.33	0.22	0.165	0.11	0.082	0.066	0.055
W5	D5	0.252	0.050	0.170	0.30	0.20	0.15	0.10	0.075	0.06	0.05
W4.5		0.240	0.045	0.153	0.27	0.18	0.135	0.09	0.067	0.054	0.045
W4	D4	0.225	0.040	0.136	0.24	0.16	0.12	0.08	0.06	0.048	0.04
W3.5		0.211	0.035	0.119	0.21	0.14	0.105	0.07	0.052	0.042	0.035
W3		0.195	0.030	0.102	0.18	0.12	0.09	0.06	0.045	0.036	0.03
W2.9		0.192	0.029	0.098	0.174	0.116	0.087	0.058	0.043	0.035	0.029
W2.5		0.178	0.025	0.085	0.15	0.10	0.075	0.05	0.037	0.03	0.025
W2		0.159	0.020	0.068	0.12	0.08	0.06	0.04	0.03	0.024	0.02
W1.4		0.135	0.014	0.049	0.084	0.056	0.042	0.028	0.021	0.017	0.014

២.៧.២. Stress-Relieved and Low-Relaxation Wires and Strand

Stress-relieved wire គឺជាការហូត single wire ត្រជាក់ដោយគោរពតាម ASTM standard A421 ឯ stress-relieved strand គោរពតាម ASTM standard A416 ។ Strand ត្រូវបានផលិតចេញពី wire 7 ដែល wire 6 រុំមូលជុំវិញ wire ត្រង់ 1 ដែលមានទំហំធំជាងបន្តិច ។ គេធ្វើ stress-relieve ក្រោយពេលដែល គេរុំ wire រួច ។ លក្ខណៈធរណីមាត្ររបស់ wire និង strand ដែលទាមទារដោយ ASTM ត្រូវបានអោយនៅក្នុង តារាង ២.៦ និងតារាង ២.៧ រៀងគ្នា ។

ដើម្បីបង្កើនក្រឡាផ្ទៃដែករបស់ 7 wire-strand សម្រាប់ nominal diameter , គេអាចហូត standard wire ដើម្បីបង្កើតជា compacted strand ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ២.១៧ (b) ។ រូបទី ២.១៧ (a) បង្ហាញពី standard 7 wire strand ។ ASTM standard A779 ត្រូវការស៊ីស្តង់ និងលក្ខណៈអប្បបរមាដូចបង្ហាញនៅ ក្នុងតារាង ២.៨ ។

Table 2.6 Wire for Prestressed Concrete

Nominal diameter (in.)	Min. tensile strength (psi)		Min. stress at 1% extension (psi)	
	Type BA	Type WA	Type BA	Type WA
0.192		250,000		212,500
0.196	240,000	250,000	204,000	212,500
0.250	240,000	240,000	204,000	204,000
0.276	235,000	235,000	199,750	199,750

Source: Post-Tensioning Institute

Table 2.7 Seven-Wire Standard Strand for Prestressed Concrete

Nominal diameter of strand (in.)	Breaking strength of strand (min. lb)	Nominal steel area of strand (sq in.)	Nominal weight of strands (lb per 1000 ft)*	Minimum load at 1% extension (lb)
GRADE 250				
$\frac{1}{4}$ (0.250)	9,000	0.036	122	7,650
$\frac{5}{16}$ (0.313)	14,500	0.058	197	12,300
$\frac{3}{8}$ (0.375)	20,000	0.080	272	17,000
$\frac{7}{16}$ (0.438)	27,000	0.108	367	23,000
$\frac{1}{2}$ (0.500)	36,000	0.144	490	30,600
$\frac{5}{8}$ (0.600)	54,000	0.216	737	45,900
GRADE 270				
$\frac{3}{8}$ (0.375)	23,000	0.085	290	19,550
$\frac{7}{16}$ (0.438)	31,000	0.115	390	26,350
$\frac{1}{2}$ (0.500)	41,300	0.153	520	35,100
$\frac{5}{8}$ (0.600)	58,600	0.217	740	49,800

*100,000 psi = 689.5 MPa

0.1 in. = 2.54 mm; 1 in.² = 645 mm²

weight: mult. by 1.49 to obtain weight in kg per 1,000 m.

1,000 lb = 4,448 Newton

Source: Post-Tensioning Institute

Table 2.8 Seven-Wire Compacted Strand for Prestressed Concrete [ASTM A779]

Nominal diameter (in.)	Nominal Breaking strength of strand (min. lb)*	Nominal steel area (in. ²)	Nominal weight of strand (per 1,000 ft-lb)
$\frac{1}{2}$	47,000	0.174	600
0.6	67,440	0.256	873
0.7	85,430	0.346	1176

*1000 lb = 4,448 Newton

Grade 270; $f_{pu} = 270,000$ psi ult. strength (1,862 MPa)

1 in. = 25.4 mm; 1 in.² = 645 mm²

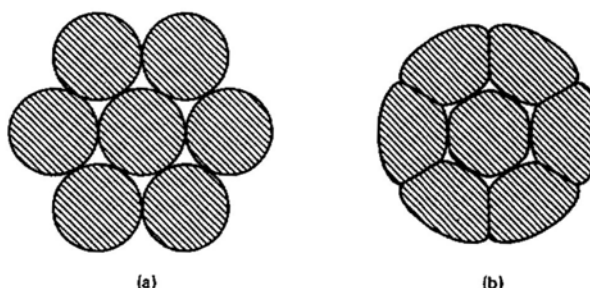


Figure 2.17 Standard and compacted 7-wire prestressing strands. (a) Standard strand section. (b) Compacted strand section.

រូបទី ២.១៨ (a) បង្ហាញពីដ្យាក្រាម stress-strain សម្រាប់ដែកប្រេកុងត្រាំង wire និង strand ។
 ឯរូប ទី ២.១៨ (b) បង្ហាញពីតម្លៃប្រៀបធៀបរវាងដែកប្រេកុងត្រាំង និងដែកធម្មតា ។

២.៧.៣. High-Tensile Strength Prestressing Bars

High-tensile-strength alloy steel bar សម្រាប់ធ្វើប្រេកុងត្រាំងអាចរលោង ឬ deformed ហើយ អាចមាន nominal diameter ពី $\frac{3}{4}$ in.(19mm) ទៅ $1\frac{3}{8}$ in.(35mm) ។ វាត្រូវគោរពតាម ASTM standard A722 ។ ការហូតត្រជាក់ដើម្បីបង្កើន yield strength និង ductility របស់វា ។ គេទទួលបាន stress relieve ដោយការដុតកំដៅ bar ឬ strand ក្រោមសីតុណ្ហភាពសមស្រប ដែលជាទូទៅក្រោម 500°C ។ ដែកប្រេកុងត្រាំងត្រូវមានរេស៊ីស្តង់ទាញយ៉ាងតិច 150ksi(1034MPa) ជាមួយនឹង yield strength អប្បបរមាស្មើ 80% នៃ ultimate strength សម្រាប់ smooth bar និង 80% សម្រាប់ deformed bar ។

តារាង ២.៩ បង្ហាញពីលក្ខណៈធរណីមាត្ររបស់ prestressing bar ដែលទាមទារដោយ ASTM standard A722 និងរូបទី ២.១៨ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមកុងត្រាំង-បម្រែបម្រួលរាងធៀបគំរូសម្រាប់ bar នេះ ។

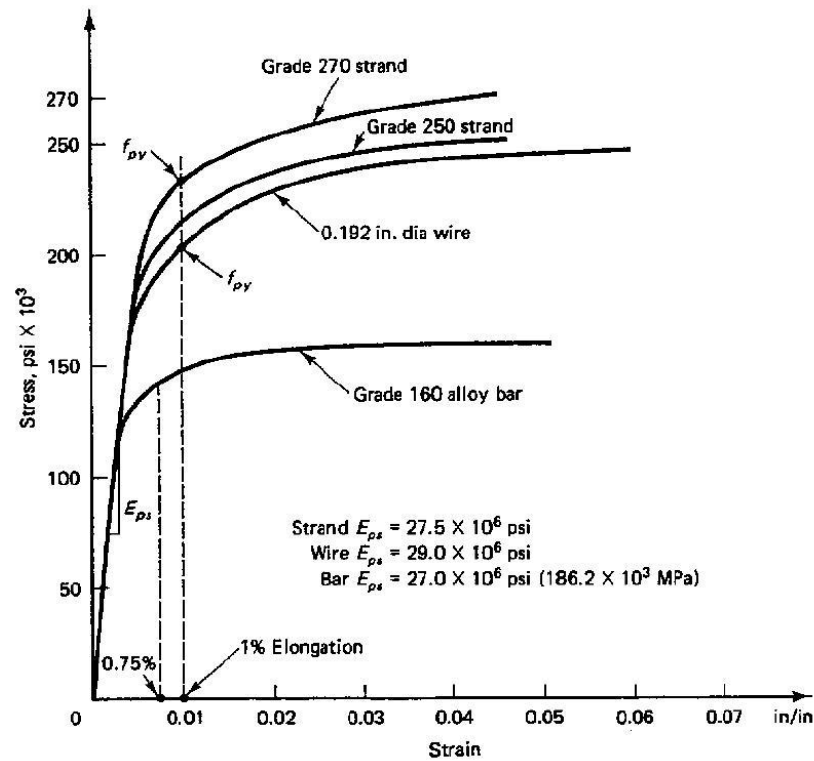


Figure 2.18a Stress-strain diagram for prestressing steel.

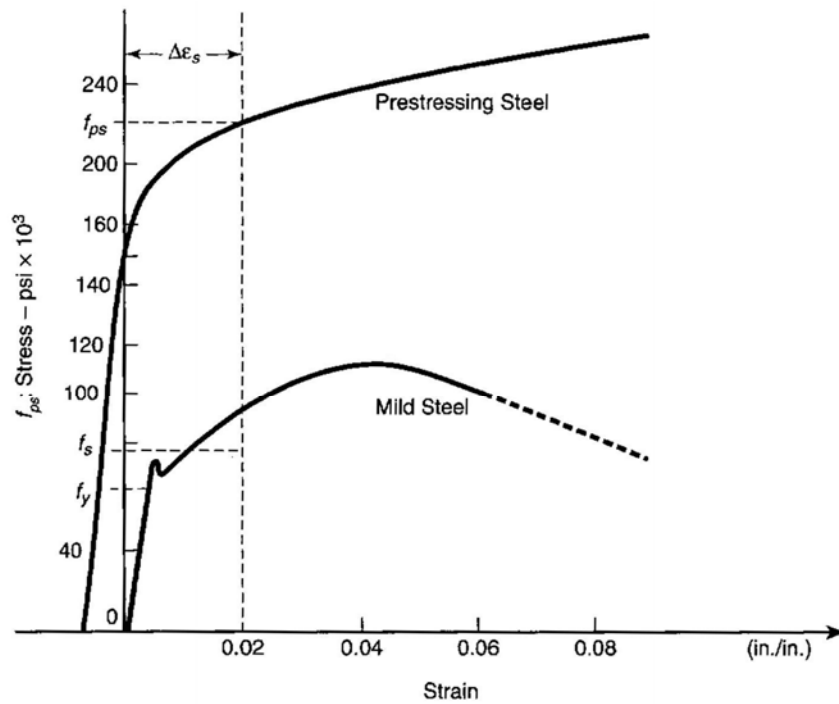


Figure 2.18(b) Stress-Strain Diagram for Prestressing Steel Strands in Comparison with Mild Steel Bar Reinforcement.

Table 2.9 Steel Bars for Prestressed Concrete

Bar type*	Nominal diameter (in.)	Nominal steel area (in. ²)
Smooth Alloy	0.750	0.442
Steel Grade	0.875	0.601
145 or 160	1.000	0.785
(ASTM A722)	1.125	0.994
	1.250	1.227
	1.375	1.485
Deformed	0.625	0.280
Bars	1.000	0.852
	1.250	1.295

*Grade 145; $f_{pu} = 145,000$ psi (1,000 MPa)

Grade 160: $f_{pu} = 160,000$ psi (1,103 MPa)

1 in. = 25.4 mm; 1 in.² = 645 mm²

២.៧.២. Steel Relaxation

Steel relaxation នៅក្នុងដែកប្រេកុងត្រាំងជាកំហាតបង់ប្រេកុងត្រាំងនៅពេលដែល wire ឬ strand ប្រឈមនឹងបម្រែបម្រួលរាងធៀបថេរ ។ វាដូចគ្នានឹង creep នៅក្នុងបេតុង តែវាខុសគ្នាត្រង់ creep ជាបម្រែបម្រួលនៃ strain ឯ steel relaxation ជាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងរបស់ដែក ។ គេអាចកំណត់កំហាតបង់ដោយសារ relaxation នៅក្នុង stress-relieved wires និង strand ក្រោយពេលរងប្រេកុងត្រាំងដោយសមីការខាងក្រោម៖

$$\Delta f_R = f_{pi} \frac{\log t}{10} \left(\frac{f_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right) \quad (2.18)$$

ក្នុងករណីដែល $f_{pi} / f_{py} \geq 0.55$ និង $f_{py} \cong 0.85 f_{pu}$ សម្រាប់ stress-relieved strands និង $f_{py} \cong 0.90 f_{pu}$ សម្រាប់ low-relaxation strand ។ ហើយ $f_{pi} = 0.82 f_{py}$ ភ្លាមៗក្រោយពេលផ្ទេរ ប៉ុន្តែ $f_{pi} \leq 0.74 f_{pu}$ សម្រាប់ pre-tensioned concrete និង $f_{pi} = 0.70 f_{pu}$ សម្រាប់ post-tensioned concrete ។ ជាទូទៅ $f_{pi} \cong 0.70 f_{pu}$ ។

គេអាចកាត់បន្ថយកំហាតបង់ដោយសារ stress relaxation ដោយអោយ strand រងនូវក្នុងត្រាំងដំបូង របស់វាស្មើនឹង 70% នៃ ultimate strength របស់វានៅសីតុណ្ហភាព $20^{\circ}C$ ទៅ $100^{\circ}C$ សម្រាប់រយៈពេល

ដែលយូរជាងក្នុងគោលបំណងបង្កើតសាច់លូតអចិន្ត្រៃយ៍ ដែលដំណើរការនេះត្រូវបានគេអោយឈ្មោះថា stabilization ។ កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារ stress relaxation របស់ low-relaxation steel ស្មើនឹង 25% នៃកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារ stress relaxation របស់ stress-relieved steel ។

សមីការសម្រាប់កំហាតបង់ដោយសារ relaxation នៅក្នុង low-relaxation prestressing steel គឺ

$$\Delta f_R = f_{pi} \frac{\log t}{45} \left(\frac{f_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right) \quad (2.19)$$

រូបទី ២.១៩ បង្ហាញពី relaxation loss សម្រាប់ stress-relieved steel និង low-relaxation steel សម្រាប់ 7-wire strands ដែលកើតមានលើប្រវែងថេរនៅសីតុណ្ហភាព $29.5^{\circ}C$ ។

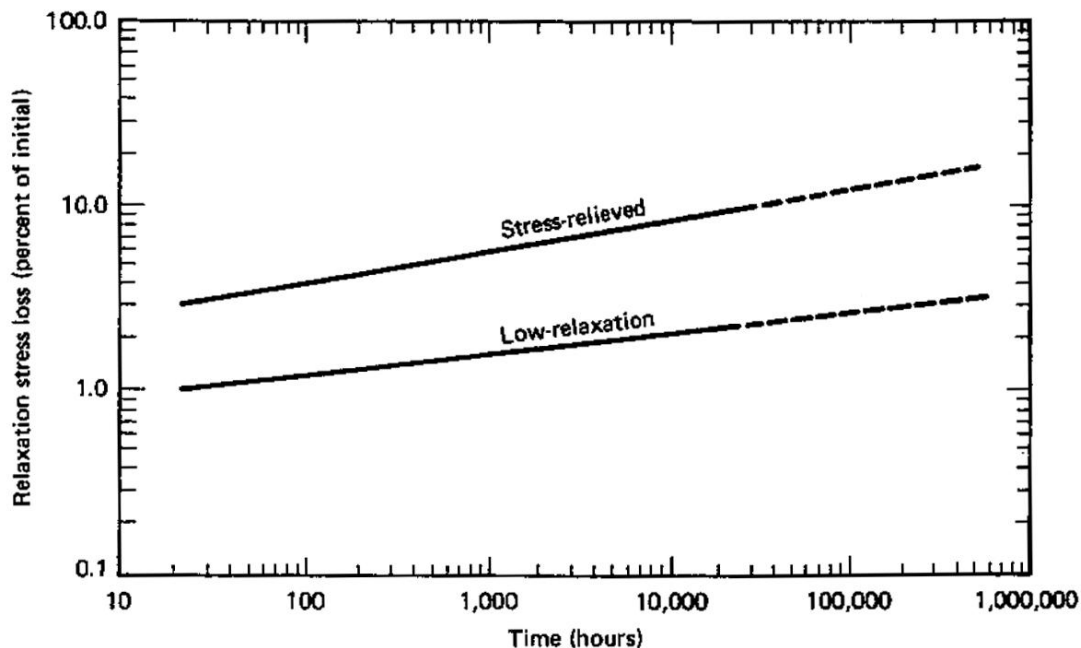


Figure 2.19 Relaxation loss vs. time for stress-relieved low-relaxation prestressing steels at 70 percent of the ultimate. (Courtesy, Post-Tensioning Institute.)

២.៧.ង. ច្រែះ និងការខូចខាតរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង

(Corrosion and Deterioration of Strands)

ការការពារប្រឆាំងនឹងច្រែះស៊ីដែកប្រែក្នុងត្រាំងមានសារៈសំខាន់ជាងសម្រាប់ករណីដែកធម្មតា ដោយសារតែរស៊ីស្តង់របស់អង្កត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងជាអនុគមន៍នឹងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ឬក៏ក្រឡាផ្ទៃរបស់ prestressing tendon ។ ការកាត់បន្ថយក្រឡាផ្ទៃដែកប្រែក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលមកពីច្រែះនឹងកាត់បន្ថយ

nominal moment strength របស់មុខកាត់ប្រែក្នុងត្រាំងយ៉ាងខ្លាំង ដែលអាចនាំដល់ការបាក់របស់ប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កំមុនអាយុ ។ សម្រាប់ pre-tensioned member ការការពារច្រែកផ្តល់ដោយបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញ tendon ។ សម្រាប់ post-tensioned member គេអាចទទួលបានការការពារច្រែកដោយការបំពេញ grout ទៅក្នុងបំពង់ (duct) ក្រោយពេលធ្វើប្រែក្នុងត្រាំងហើយ ឬដោយការលាបប្រេង (greasing) ។

ទម្រង់នៃការខូចខាតម្យ៉ាងទៀតរបស់ wire ឬ strand គឺ stress corrosion ដែលត្រូវបានកំណត់លក្ខណៈដោយការបង្កើតឡើងនៃ microscopic crack នៅក្នុងដែកដែលនាំអោយដែកមានភាពស្រួយ និងស្រួលដាច់ ។ ការកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ប្រភេទនេះអាចកើតមានតែក្រោមក្នុងត្រាំងខ្ពស់បំផុត តែវាមិនកើតឡើងញឹកញាប់ទេ ហើយគេក៏ពិបាកនឹងការពារវាណាស់ដែរ ។

២.៨. ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមារបស់ ACI នៅក្នុងបេតុង និងដែក (ACI Maximum Permissible Stresses in Concrete and Reinforcement)

ខាងក្រោមនេះជានិមិត្តសញ្ញាសំខាន់ៗដែលយើងនឹងប្រើញឹកញាប់

f_{py} = yield strength របស់ tendon ប្រែក្នុងត្រាំង

f_y = yield strength របស់ដែកធម្មតា

f_{pu} = រេស៊ីស្តង់ទាញ (tensile strength) របស់ tendon ប្រែក្នុងត្រាំង

f'_c = រេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុង

f'_{ci} = រេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុងនៅខណៈរងប្រែក្នុងត្រាំងដំបូង

២.៨.ក. ក្នុងត្រាំងបេតុងដែលរងការពត់ (Concrete Stresses in Flexure)

ក្នុងត្រាំងដែលកើតមានភ្លាមៗនៅក្នុងបេតុងក្រោយពេលផ្ទេរប្រែក្នុងត្រាំង (មុនកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងអាស្រ័យនឹងពេល) មិនគួរធំជាងតម្លៃខាងក្រោម៖

1. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរងការសង្កត់ $0.60 f'_{ci}$
2. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរងការទាញ លើកលែងចំណុច 3. $3\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.25\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$
3. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរងការទាញត្រង់ចុងរបស់អង្កត់ទំរាមព្យា $6\sqrt{f'_c} \text{ psi}$

ប្រសិនបើក្នុងត្រាំងទាញដែលគណនាមានតម្លៃធំជាងតម្លៃខាងលើ គេត្រូវដាក់ bonded auxiliary reinforcement (nonprestressed ឬ prestressed) នៅក្នុងតំបន់ទាញដើម្បីការពារកម្លាំងទាញសរុបនៅក្នុងបេតុងដែលត្រូវបានគណនាដោយប្រើមុខកាត់អត់ប្រេសន្តត់ ។

ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងក្រោមអំពើនៃបន្ទុកធ្វើការ (បន្ទាប់ពីកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងទាំងអស់) មិនគួរធំជាងតម្លៃខាងក្រោម៖

1. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរងការសង្កត់ដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង និងបន្ទុកថេរ $0.45 f'_c$
2. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរងការសង្កត់ដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង និងបន្ទុកសរុប... $0.60 f'_c$
3. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរងការទាញនៅក្នុងតំបន់រងការទាញដែលរងការសង្កត់ដំបូង $6\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.5\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$
4. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរងការទាញនៅក្នុងតំបន់រងការទាញដែលរងការសង្កត់ដំបូងរបស់អង្កត់ (លើកលែងប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌពីរទិស) ដែលការវិភាគឈរលើមុខ កាត់ប្រេះដោយការបំបែក (transformed cracked section) និងនៅលើទំនាក់ទំនងភាពជាប និងម៉ូម៉ង់ពីរទិសបង្ហាញថាភាពជាបភ្លាមៗ និងភាពជាបរយៈពេលវែង គោរពតាមតម្រូវការរបស់ ACI និងតម្រូវការកម្រាស់បេតុងការពារអប្បបរមា $12\sqrt{f'_c} \text{ psi}$

២.៨.២. ក្នុងត្រាំងដែកប្រែក្នុងត្រាំង (Prestressing Steel Stresses)

ក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុង tendon ប្រែក្នុងត្រាំងមិនត្រូវធំជាងក្នុងត្រាំង៖

1. ដែលបណ្តាលមកពី tendon jacking force..... $0.94 f_{py}$
ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាងតម្លៃដែលតូចជាងគេក្នុងចំណោម $0.80 f_{pu}$ និងតម្លៃអតិបរមាដែលណែនាំដោយអ្នកផលិត tendon ប្រែក្នុងត្រាំង និង anchorage ទេ ។
2. ភ្លាមៗក្រោយពេលកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានផ្ទេរ..... $0.82 f_{py}$
ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាង $0.74 f_{pu}$
3. Post-tensioning tendons, នៅត្រង់ anchorage និង coupler, ក្រោយពី tendon anchorage ភ្លាមៗ..... $0.70 f_{pu}$

២.៩. ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមារបស់ AASHTO នៅក្នុងបេតុង និងដែក

AASHTO Maximum Permissible Stresses in Concrete and Reinforcement

២.៩.ក. ក្នុងត្រាំងបេតុងមុនកំហាតបង់ដោយសារ creep និង shrinkage

Concrete Stresses before Creep and Shrinkage Losses

ក្នុងត្រាំងសង្កត់

- Pre-tensioned members $0.60 f'_{ci}$
Post-tensioned members..... $0.55 f'_{ci}$

ក្នុងត្រាំងទាញ

តំបន់ទាញដែលរងក្នុងត្រាំងសង្កត់ដំបូង មិនមានក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតបណ្តោះអាសន្ន
ណាមួយត្រូវបានកំណត់

ផ្នែកផ្សេងទៀត

នៅក្នុងតំបន់ទាញដែលមិនមានប្រើដែកធម្មតា..... 200 psi ឬ $3\sqrt{f'_{ci}} \text{ psi}$

នៅពេលដែលក្នុងត្រាំងទាញដែលបានការគណនាជានិមិត្តនេះ គេត្រូវដាក់ bonded reinforcement ដើម្បីការពារកម្លាំងទាញសរុបនៅក្នុងបេតុងដែលគណនាដោយប្រើមុខកាត់អត់ប្រេះសន្មត់ ។ ក្នុងត្រាំងទាញ
អតិបរមាមិនត្រូវធំជាង $7.5\sqrt{f'_{ci}} \text{ psi} (0.623\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$

២.៩.២. ក្នុងត្រាំងបេតុងក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការក្រោយកំហុសបង់

Concrete Stresses at Service Load after Losses

ក្នុងត្រាំងសង្កត់ $0.40 f'_c$

ក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុងតំបន់ទាញដែលរងក្នុងត្រាំងសង្កត់ដំបូង

1. សម្រាប់អង្កត់ដែលប្រើ bonded reinforcement $6\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.5\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$

សម្រាប់លក្ខខណ្ឌដែលអាចធ្វើអោយមានច្រើនស៊ីដែកធ្ងន់ធ្ងរ ដូចជានៅតំបន់ឆ្នេរសមុទ្រ

$3\sqrt{f'_c} \text{ psi}$

2. សម្រាប់អង្កត់ដែលមិនមាន bonded reinforcement..... 0

ក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុងកន្លែងផ្សេងទៀតត្រូវបានកំណត់ដោយក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតដែលកំណត់នៅ
ក្នុងផ្នែក ៨.ក ។

1. ក្នុងត្រាំងប្រេះ Cracking Stresses

សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា..... $7.5\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.623\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$

សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាលដែលផលិតពីខ្សាច់..... $6.3\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.523\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$

សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាលដទៃទៀត..... $5.5\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.457\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$

2. Anchorage-Bearing Stresses

Post-tensioned anchorage ក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ $3000 \text{ psi} (21 \text{ MPa})$

(ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាង $0.90 f'_{ci}$)

២.៩.គ. កុងត្រាំងដែកប្រេកុងត្រាំង Prestressing Steel Stresses

1. ដែលបណ្តាលពី tendon jacking force $0.94 f_{py} \leq 0.80 f_{pu}$
2. ក្រោយពេលកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងត្រូវបានផ្ទេរភ្លាមៗ $0.82 f_{py} \leq 0.74 f_{pu}$
3. Post-tensioning tendons នៅត្រង់ anchorage, ក្រោយពេល anchor tendon ភ្លាមៗ $0.7 f_{pu}$

$$f_{py} \approx 0.85 f_{pu} \quad (\text{សម្រាប់ low-relaxation } f_{py} = 0.90 f_{pu})$$

ដូចនេះសម្រាប់ tendon ដែលមានរេស៊ីស្តង់ទាញ 270ksi មាន f_{pi} នៅពេលផ្ទេរ = 0.70×270
 = 189ksi(1300MPa) ។

២.៩.ឃ. Relative Humidity Values

រូបទី ២.២០ បង្ហាញនូវតម្លៃ relative humidity មធ្យមប្រចាំឆ្នាំសម្រាប់តំបន់ទាំងអស់នៅសហរដ្ឋ
 ដោយគិតជាភាគរយ ដើម្បីប្រើសម្រាប់គណនាកំហាត់បង់ដោយសារការរួមមាឌរបស់បេតុង ។

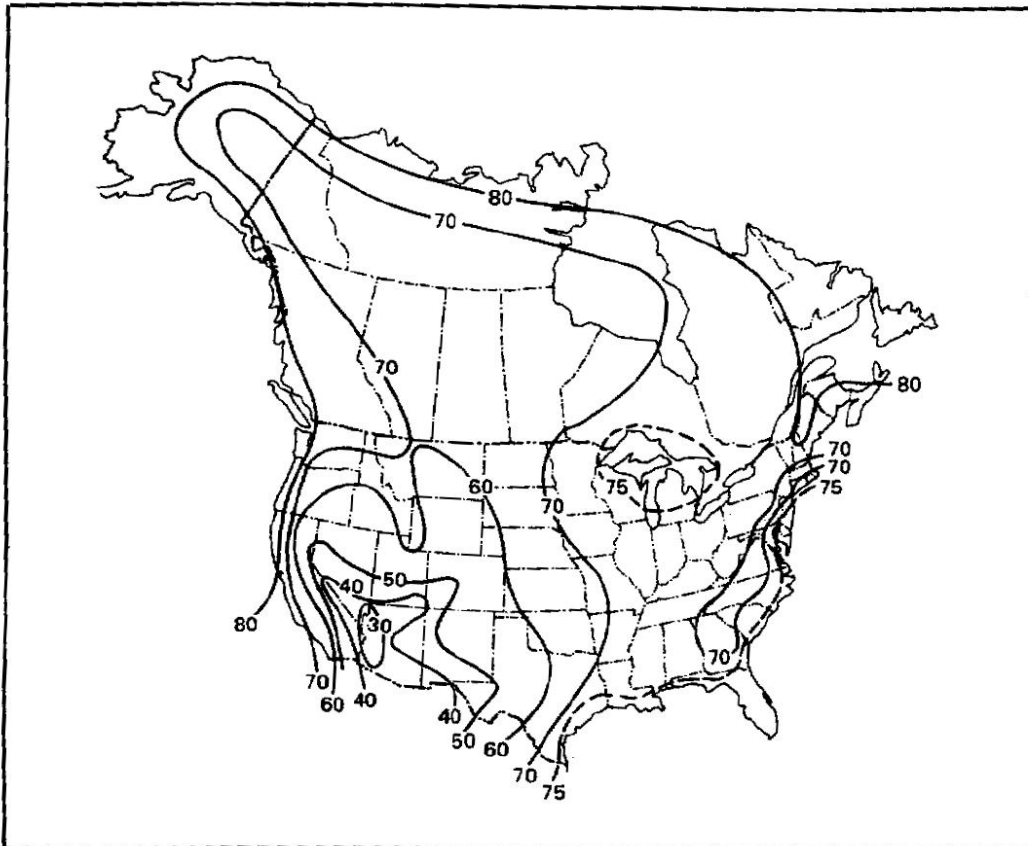


Figure 2.20 Mean annual relative humidity. (Courtesy, Prestressed Concrete Institute.)

២.១០. ប្រព័ន្ធកម្លាំងប្រកុងត្រាំង និង Anchorages Prestressing Systems and Anchorages

២.១០.ក. ការអនុវត្តកុងត្រាំងទាញជាមុន Pretensioning

សម្រាប់ pretensioned beam ដែកប្រកុងត្រាំងរងកុងត្រាំងទាញជាមុនដែលទប់ដោយ anchorage មុននឹងបេតុងត្រូវបានចាក់ ។ Anchorage ត្រូវបានទ្រដោយ bulkhead យ៉ាងធំ និងមានស្ថេរភាពដើម្បីទប់ទល់នឹងកម្លាំងយ៉ាងធំដែលអនុវត្តទៅលើ tendon នីមួយៗ ។ គេតែងតែអនុវត្តកុងត្រាំងទាញជាមុននៅរោងចក្រផលិត គ្រឿងបង្កើនឡើង ដោយសារវាត្រូវការការកម្រាលបេតុងអារម៉េដ៍រឹងមាំ ជាមួយនឹង anchor bulkhead ឬជញ្ជាំងនៅចុងសងខាង ។ គេអាចអនុវត្តប្រកុងត្រាំងទៅលើ strand ម្តងមួយៗ ឬម្តងទាំងអស់ក្នុងពេលតែមួយពី jacking operation ។

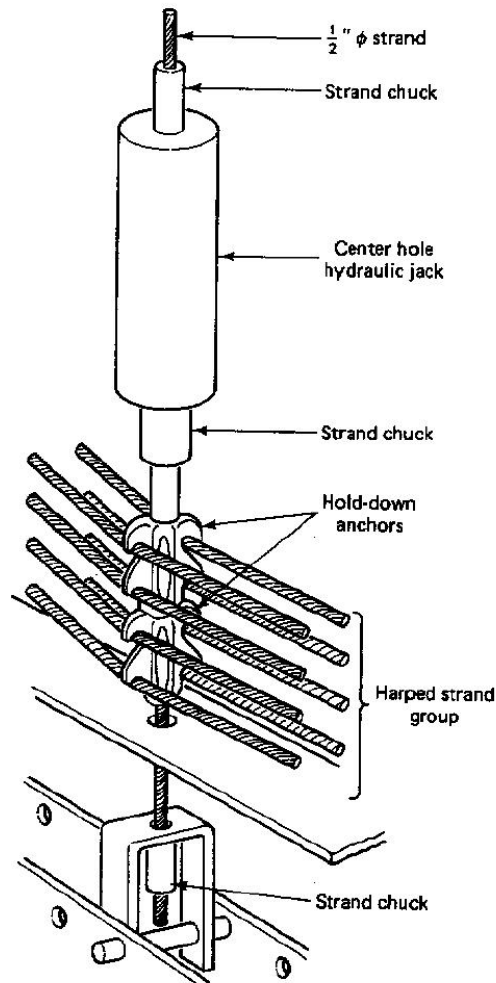


Figure 2.21 Hold-down anchor for harping pretensioning tendons. (Courtesy, Post-Tensioning Institute.)

សម្រាប់ harped tendon profiles តែប្រើឧបករណ៍ hold-down ដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ២.២១ ។ ដោយសារកម្រាលមានប្រវែងវែងគេអាចផលិត prestressed element បានច្រើនក្នុងពេលតែមួយ ហើយដែកប្រែក្នុងត្រាំងដែលនៅចន្លោះអង្កត់ទាំងនោះអាចត្រូវបានកាត់នៅពេលបេតុងមានរេស៊ីស្តង់គ្រប់គ្រាន់ ។ រូបទី ២.២២ បង្ហាញពី schema ក្នុងការផលិត prestressed element ច្រើនលើកម្រាលតែមួយ ។ ហើយរូបទី ២.២៣ បង្ហាញពី tendon ដែល harp នៅក្នុងប្រព័ន្ធកម្រាលសម្រាប់ផលិត prestressed element ។

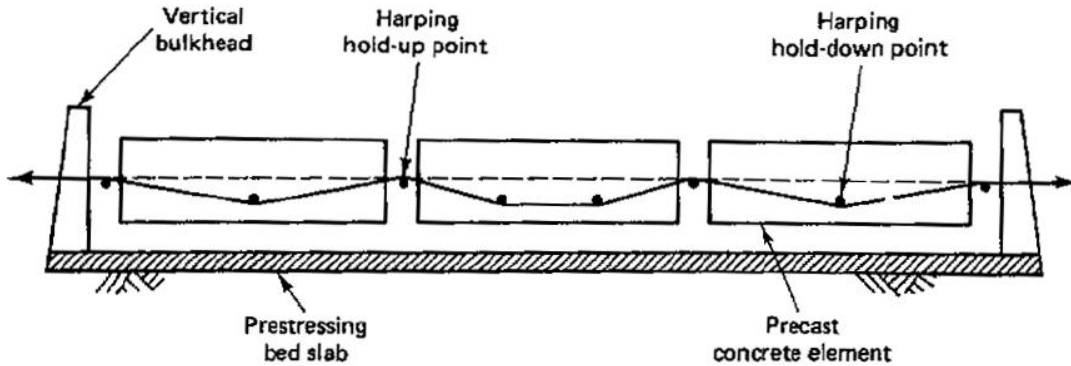


Figure 2.22 Schematic of pretensioning bed.

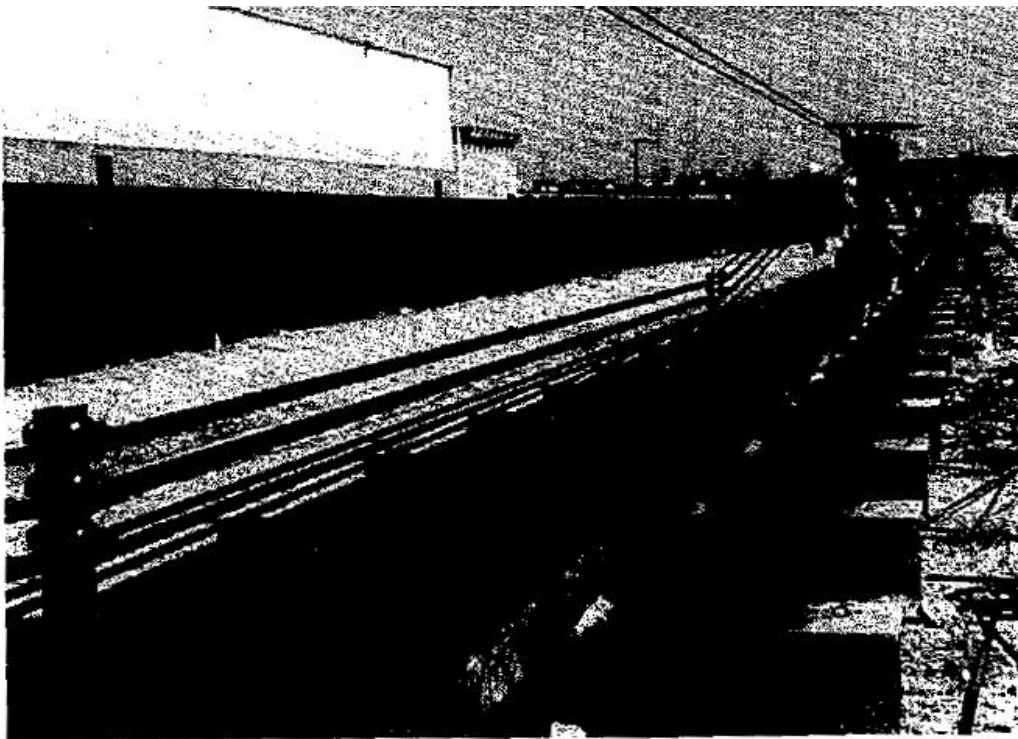
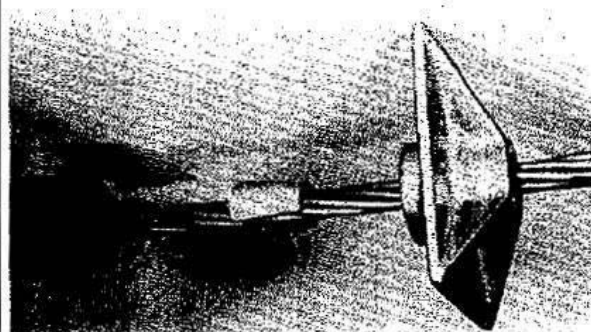


Figure 2.23 Harping of tendons in a prestressing bed system.

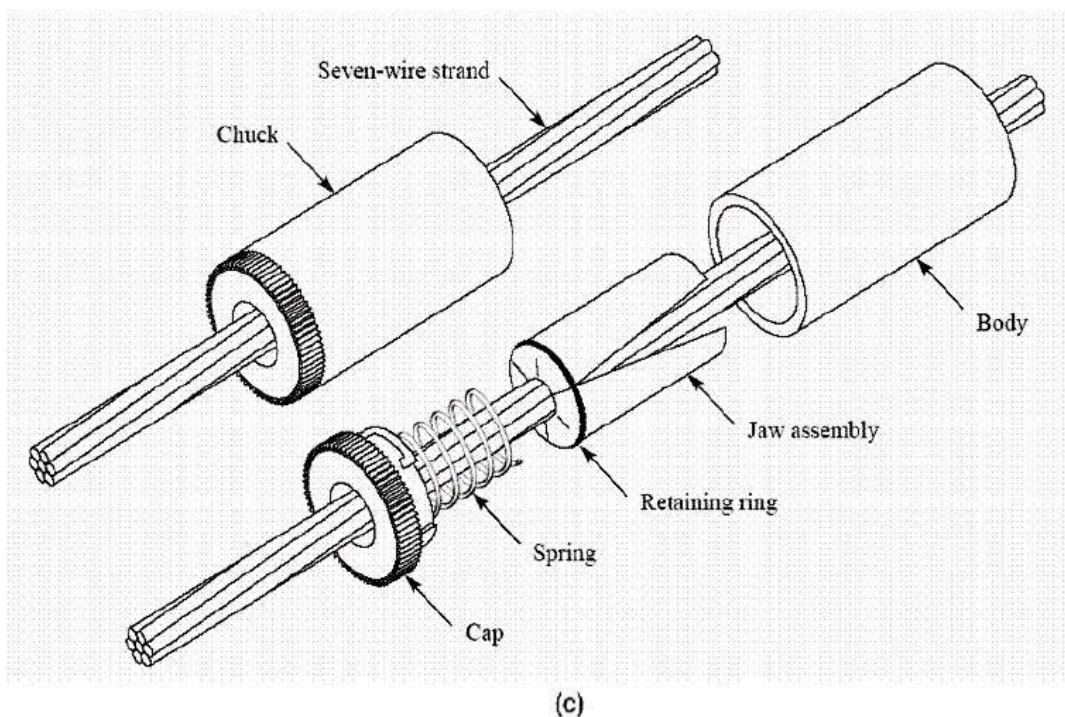
នៅក្នុងការអនុវត្តក្នុងត្រាំងជាមុន strand និង single wire ត្រូវបាន anchor ដោយប្រព័ន្ធជាច្រើនដូច បង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ២.២៤ ។ រូបទី ២.២៥ និង ២.២៦ បង្ហាញពីប្រព័ន្ធកម្រាលសម្រាប់ផលិត prestressed element ហើយគេក៏ប្រើវាសម្រាប់ការអនុវត្តប្រក្រតាំងជាគ្រោយ ។ ហើយរូបទី ២.២៧ ទំហំអតិសម្រាប់ ប្រព័ន្ធនេះ ។



(a) Strand anchor.



(b) Monostrand anchor.



(c)

Figure 2.24 (a) Stress Strand Anchor, (b) Monostrand anchor, (c) Supreme Products anchorage chuck. (Courtesy, Post-Tensioning Institute.)

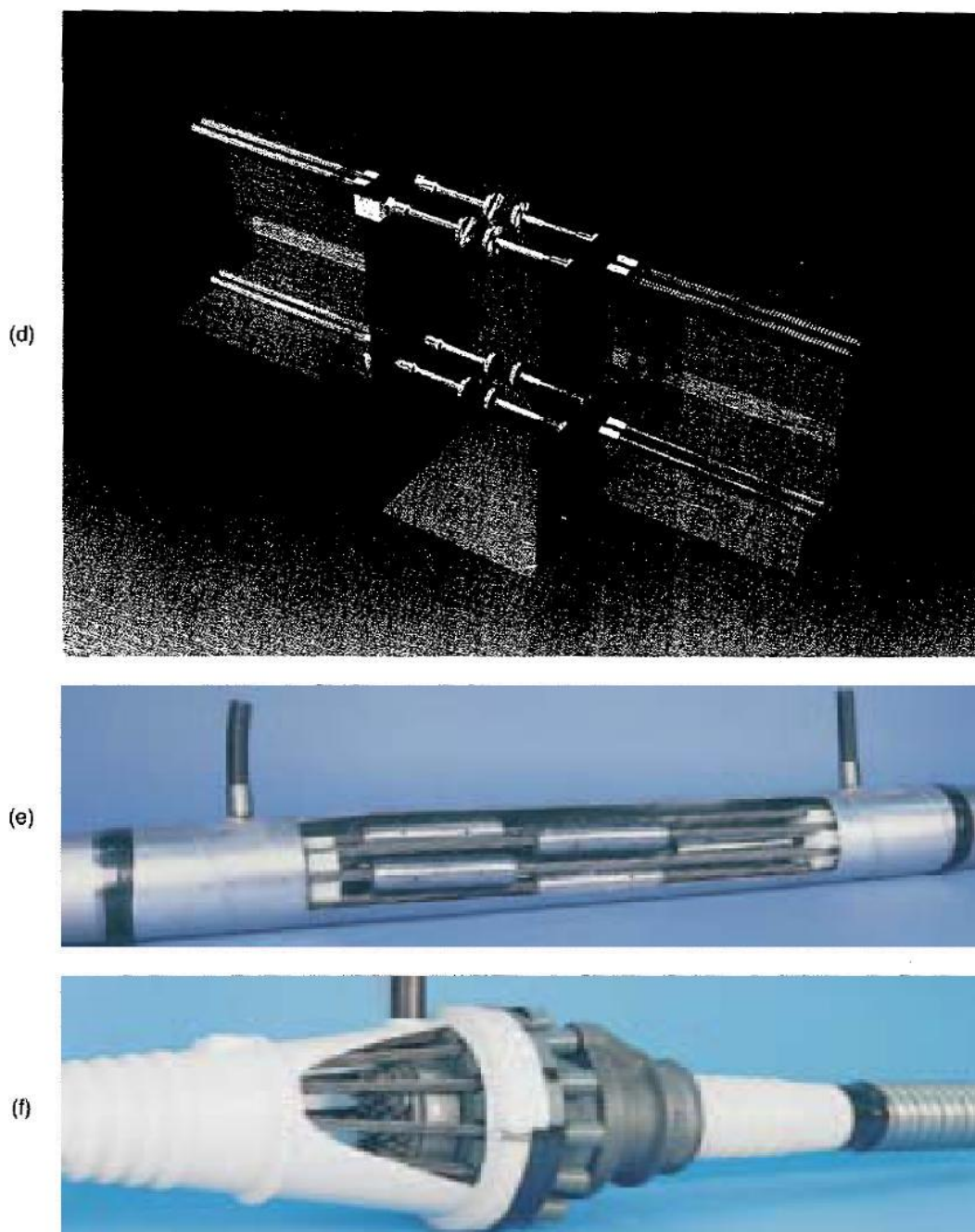


Figure 2.24 (*continued*) Multiple anchorages, couplers and ductile connectors (Courtesy Dywidag Systems International): (d) Multiple anchorage, (e) Coupler, (f) Dywidag ductile connectors (DDC) for ductile precast beam-column connections in seismic zones. See also details in Figures 13.9 and 13.10.

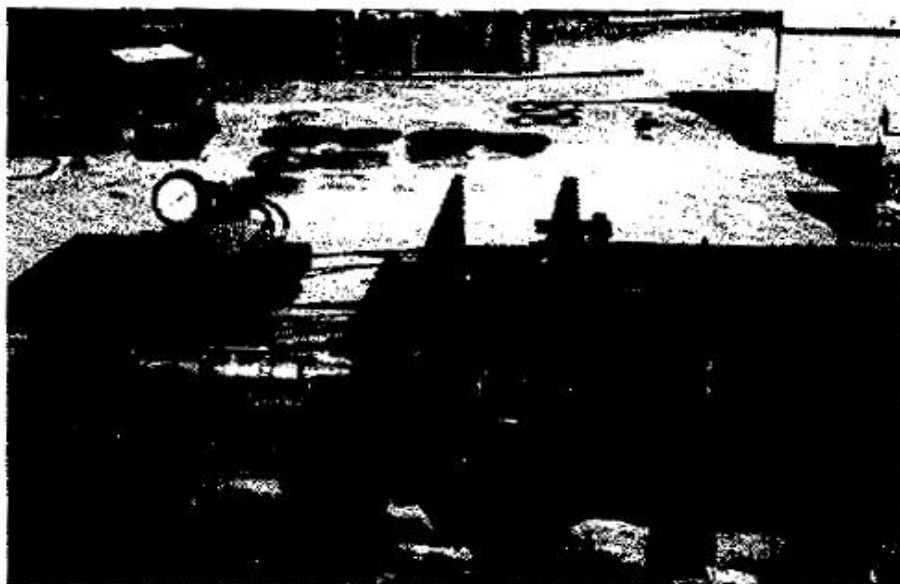


Figure 2.25 Prestress tensioning arrangement (Nawy et al.).

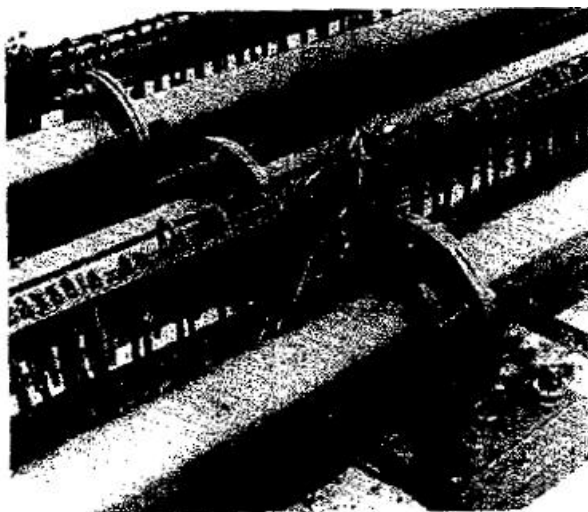


Figure 2.26 Intermediate connections between frames of the prestressing system for continuous beams (Nawy et al.).

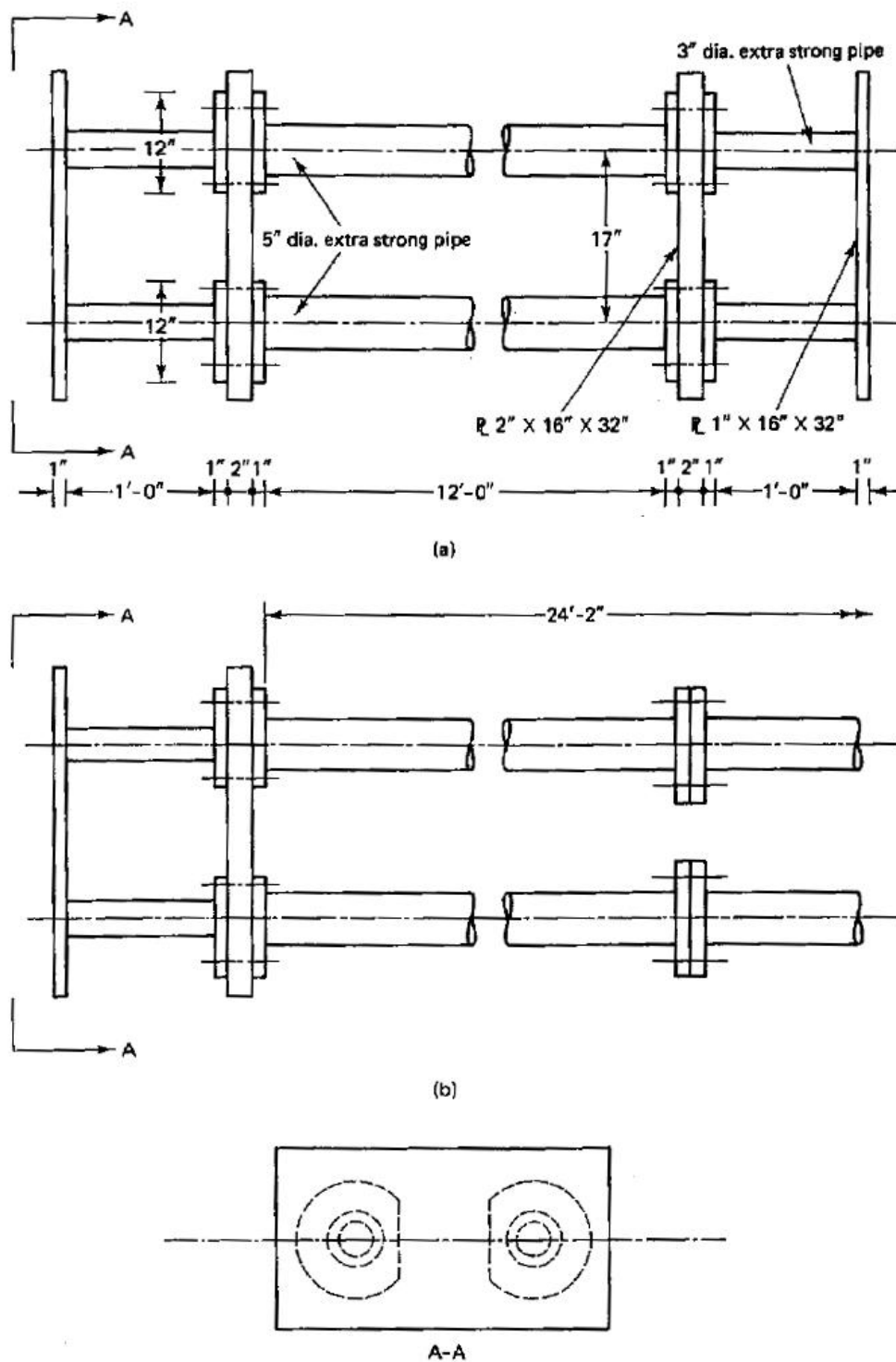


Figure 2.27 Dimensioning details of the pretensioning or post-tensioning laboratory system used for research at Rutgers (Nawy et al.).

២.១០.ខ. ការអនុវត្តកុងត្រាំងទាញជាគ្រោយ (Post-Tensioning)

នៅក្នុងប្រព័ន្ធ post-tensioning គេអនុវត្តកុងត្រាំងទាញទៅលើ strand, wire ឬ bar គ្រោយពេលបេតុងកកើន និងមានរេស៊ីស្តង់គ្រប់គ្រាន់ ។ គេដាក់ strand នៅក្នុងបំពង់ (duct) ដែលត្រូវបានតំរៀបនៅក្នុងអង្គត់បេតុង ។ កម្លាំងប្រែកុងត្រាំងត្រូវបានផ្ទេរតាមរយៈ end anchorage ដូចជា Supreme Product chuck ដែលត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ២.២៤ ។ ដែកប្រែកុងត្រាំងមិនត្រូវបាន bonded ឬ grouted មុននឹងអនុវត្តកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងទេ ។

២.១០.គ. Jacking System

Jacking system ជាសមាសធាតុមួយដ៏ចាំបាច់មួយនៃ prestressing operation ដោយអនុវត្តកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងដែលត្រូវផ្ទេរទៅដែកប្រែកុងត្រាំង ។ កម្លាំងប្រែកុងត្រាំងត្រូវបានអនុវត្តតាមរយៈ hydraulic jack ដែលមានកម្លាំង 10t ទៅ 20t និង stroke ពី 6in.(15cm) ទៅ 48in.(120cm) អាស្រ័យនឹងការអនុវត្ត post-tensioning ឬ pretensioning និងអាស្រ័យនឹងការអនុវត្តកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងទៅលើដែកប្រែកុងត្រាំងម្តងមួយឬម្តងទាំងអស់ ។ គេត្រូវការ large-capacity jack ដែលមាន stroke យ៉ាងតិច 30in.(762mm) សម្រាប់ការអនុវត្តកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងទៅលើដែកប្រែកុងត្រាំងម្តងទាំងអស់ ។ តម្លៃសម្រាប់ការងារបែបនេះពិតជាថ្លៃថ្លាជាងការអនុវត្តកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងទៅលើ tendon ម្តងមួយ ។ រូបទី ២.២៨ បង្ហាញពី double acting hydraulic jack សម្រាប់ទាញ (jack) ដែកប្រែកុងត្រាំងម្តងទាំងអស់ក្នុងពេលជាមួយគ្នា ។



Figure 2.28 A double acting hydraulic jack with a load cell

២.១០.២២. Grouting of Post-Tensioned Tendons

ដើម្បីផ្តល់ជាអចិន្ត្រៃយ៍នូវការការពារ post-tensioned steel និងដើម្បីបង្កើតភាពស្មិតរវាងដែកប្រេកុង ត្រាំង និងបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញ duct គេត្រូវបំពេញ prestressing duct ដោយបាញ់បញ្ចូល cement grout ។

1. Grouting material

A. Portland Cement ស៊ីម៉ង់ត៍ព័ទ្ធនូវតែគោរពតាម specification ASTM C150

Type I, II និង III ។ ស៊ីម៉ង់ត៍ដែលប្រើសម្រាប់ grouting ត្រូវមានគុណភាពល្អមិនរង អ៊ីដ្រាតកម្ម ។

B. ទឹក: ទឹកដែលប្រើសម្រាប់ grout ត្រូវតែជាទឹកដែលអាចផឹកបាន ស្អាត និងមិនមានសារធាតុ ដែលអាចជះឥទ្ធិពលមិនល្អដល់ស៊ីម៉ង់ត៍ព័ទ្ធន និងដែកប្រេកុងត្រាំង ។

C. ទឹកថ្នាំគីមី: ប្រសិនបើគេប្រើទឹកថ្នាំគីមី វាត្រូវផ្តល់នូវលក្ខណៈបរិមាណទឹកទាប, good flow, minimum bleed និង expansion ។ វាមិនមានសារធាតុគីមីដែលជះឥទ្ធិពលមិនល្អដល់ដែក ប្រេកុងត្រាំង ឬស៊ីម៉ង់ត៍ ។ ទឹកថ្នាំគីមីដែលមានសូលុស្យុងក្នុង (ដែលសារធាតុក្នុងជាង 0.5% នៃទម្ងន់របស់ទឹកថ្នាំគីមី ដោយសន្មត់ទឹកថ្នាំគីមី 1lb(0.45kg) ក្នុងស៊ីម៉ង់ត៍មួយបារ) គេមិនត្រូវ ប្រើសូលុយស្យុងភ្លុយអ៊ីត សូលុយស្យុងស៊ុលផាត ឬសូលុយស្យុងអាសូត ។ គេអាចប្រើម្សៅ អាសូយមីពូមក្នុងបរិមាណសមរម្យណាមួយ ឬសារធាតុគីមីដទៃទៀតដែលកើតពីឧស្ម័ន ដើម្បីទទួលបាន ការរីកមាឌរបស់ grout ប្រហែលពី 5% ទៅ 10% ។

2. Ducts

A. Forming

- **Formed Ducts:** បំពង់ត្រូវបានបង្កើតឡើងដោយសំបកដែលមិនអនុញ្ញាតអោយទឹក ស៊ីម៉ង់ត៍ចូលបាន ។ វាត្រូវផ្ទេរក្នុងត្រាំងស្អិតដូចដែលត្រូវការ និងរក្សារាងរបស់វាក្រោមទម្ងន់ របស់បេតុង ។ Metallic sheath គួរជា ferrous metal តែវាក៏អាចជាប្រភេទ galvanized ផងដែរ ។
- **Cored Ducts:** បំពង់នេះត្រូវបានផលិតឡើងដោយមានភាពទូលាយដែលមិនផ្តល់ឧប- សគ្គដល់លំហូររបស់ grout ។

B. Grout Opening or Vents: បំពង់ទាំងអស់ត្រូវតែមាន grout opening នៅចុងសងខាង ។ សម្រាប់ draped cable ចំណុចខ្ពស់ទាំងអស់ត្រូវតែមាន grout vent លើកលែងតែ កន្លែងណាដែលមានកំណែងតូច ដូចជានៅក្នុងកម្រាលខណ្ឌជាប់ ។ គេត្រូវដាក់ grout vent ឬ drain hole នៅចំណុចទាបប្រសិនបើ tendon ត្រូវបានប្រើ ដាក់ក្នុងត្រាំង និងបាញ់បញ្ចូល

grout នៅក្នុងសីតុណ្ហភាពត្រជាក់ ។ Grout opening ឬ vent ទាំងអស់ត្រូវបានផ្តល់នូវការ
ការពារការហៀរចេញ grout ។

C. ទំហំបំពង់: ប្រសិនបើប្រើ tendon ដែលផ្សំឡើងដោយ wire, bar ឬ strand ច្រើន ក្រឡា
ផ្ទៃរបស់បំពង់ត្រូវតែមានទំហំយ៉ាងតិចស្មើនឹង neat area របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងពីរដង ។
សម្រាប់បំពង់ដែលប្រើជាមួយនឹង wire, bar ឬ strand ទោល អង្កត់ផ្ចិតរបស់បំពង់ត្រូវធំជាង
normal diameter របស់ wire, bar ឬ strand 1/4in.(6mm) ។

D. Placement of Ducts: ក្រោយពេលបំពង់ ដែក និង forming ត្រូវបានដាក់ចប់សព្វគ្រប់
គេត្រូវត្រួតពិនិត្យនូវទីតាំងរបស់បំពង់ដែលអាចខុសឆ្គង ។ គេត្រូវភ្ជាប់បំពង់ដោយគំណាត់ជិត
ល្មមដើម្បីជៀសវាងការផ្លាស់ទីរបស់បំពង់នៅពេលចាក់បេតុង ។ គេត្រូវជួសជុលរន្ធ ឬប្រហោង
ទាំងអស់ដែលមាននៅលើបំពង់មុននឹងចាក់បេតុង ។ គេត្រូវភ្ជាប់ Grout opening និង vent
ដោយសុវត្ថិភាពទៅនឹងបំពង់ និងទៅពុម្ព ឬទៅដែកធម្មតា ដើម្បីការពារការផ្លាស់ទីក្នុងអំឡុង
ពេលចាក់បេតុង ។

III. កំហាតបង់ដោយផ្នែករបស់ប្រេកុងត្រាំង

Partial Loss of Prestress

៣.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

វាជាការពិតដែលកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងដើមដែលអនុវត្តមកលើអង្គត់បេតុងអារម៉េននូវការកាត់បន្ថយជាបន្តបន្ទាប់ក្នុងអំឡុងពេលប្រហែលជាប្រាំឆ្នាំ។ ដូចនេះ គេចាំបាច់ត្រូវកំណត់កម្លាំងប្រេកុងត្រាំងនៅគ្រប់ដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកនីមួយៗ តាំងពីដំណាក់កាលផ្ទេរកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងទៅបេតុង ទៅដំណាក់កាលប្រេកុងត្រាំងជាច្រើនទៀត ដូចជាក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការរហូតដល់លក្ខខណ្ឌ ultimate load ។ គេអាចបែងចែកការកាត់បន្ថយកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងជាពីរក្រុមគឺ៖

- កំហាតបង់អេឡាស្ទិចភ្លាមៗ (immediate elastic loss) ក្នុងដំណាក់កាលផលិត ដែលរួមមាន elastic shortening របស់បេតុង anchorage loss និងកំហាតបង់ដោយសារកម្លាំងកកិត (frictional loss) ។
- កំហាតបង់អាស្រ័យនឹងពេល (time-dependent loss) ដែលមានដូចជា creep, shrinkage កំហាតបង់ដោយសារឥទ្ធិពលរបស់សីតុណ្ហភាព និង steel relaxation. គេអាចកំណត់កំហាតបង់ទាំងនេះពីក្នុងត្រាំងនៅក្នុងអង្គត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងនៅស្ថានភាពកំណត់បន្ទុកធ្វើការ ។

វាមិនមែនជាការងាយស្រួលក្នុងការកំណត់ទំហំរបស់កំហាតបង់ទាំងនេះបានជាក់លាក់ទេ ជាពិសេសសម្រាប់កំហាតបង់អាស្រ័យនឹងពេល ដោយសារវាអាស្រ័យនឹងមតុណ្ហដែលជាប់ពាក់ព័ន្ធគ្នាជាមួយស្ថានភាព។ វិធីកំណត់កំហាតបង់ប្រេកុងត្រាំងដោយការពិសោធន៍មានលក្ខណៈខុសគ្នាទៅតាម code និងទៅតាមការណែនាំ ដូចជាតាមវិធីរបស់វិទ្យាស្ថានបេតុងប្រេកុងត្រាំង (Prestressed Concrete Institute), ACI-ASCE joint committee approach, AASHTO lump-sum approach, Comité Euro international du beton (CEB), និង FIP (Federation International de la Précontrainte) ។ កំរិតលំហូរនៃវិធីទាំងនេះអាស្រ័យនឹងវិធីដែលជ្រើសរើស និងទៅលើការយល់ព្រមទទួលនៃការអនុវត្ត ។

គេមិនត្រូវការការកំណត់កំហាតបង់ប្រេកុងត្រាំងដែលមានកំរិតប្រសើរខ្ពស់ទេ ព្រោះមេគុណជាច្រើនជះឥទ្ធិពលដល់ការកំណត់នេះ។ ដូចនេះ នៅក្នុងការគណនាដែលមានលក្ខណៈសាមញ្ញសាធារណៈ ឬក្រោមលក្ខខណ្ឌមធ្យម គេនិយមប្រើការកំណត់កំហាតបង់ប្រេកុងត្រាំងតាមវិធីផលបូកសរុប (lump-sum approach) ។ តារាង ៣.១ បង្ហាញពីតារាងសង្ខេបនៃកំហាតបង់ប្រេកុងត្រាំងដែលគណនាតាម AASHTO lump-sum loss និងតារាង ៣.២ សម្រាប់ការគណនាតាម PTI (Post-Tensioning Institute)។ វារួមបញ្ចូលមាន elastic shortening, relaxation នៅក្នុងដៃកប្រេកុងត្រាំង, creep និង shrinkage ហើយវាអាចអនុវត្តបានសម្រាប់តែ

លក្ខខណ្ឌបន្ទុកស្តង់ដារដែលធ្វើសារចុះសារឡើង, លក្ខខណ្ឌបេតុងធម្មតាដែលមានការត្រួតពិនិត្យគុណភាព។ ប្រសិនបើវាមិនគោរពតាមលក្ខខណ្ឌទាំងនេះទេ គេត្រូវគណនាដោយការវិភាគដែលមានលក្ខណៈលំអិត។

Table 3.1 AASHTO Lump-Sum Losses

Type of prestressing steel	Total loss	
	$f'_c = 4,000$ psi (27.6 N/mm ²)	$f'_c = 5,000$ psi (34.5 N/mm ²)
Pretensioning strand		45,000 psi (310 N/mm ²)
Post-tensioning ^a wire or strand	32,000 psi (221 N/mm ²)	33,000 psi (228 N/mm ²)
Bars	22,000 psi (152 N/mm ²)	23,000 psi (159 N/mm ²)

^aLosses due to friction are excluded. Such losses should be computed according to Section 6.5 of the AASHTO specifications.

Table 3.2 Approximate Prestress Loss Values for Post-Tensioning

Post-tensioning tendon material	Prestress loss, psi	
	Slabs	Beams and joists
Stress-relieved 270-K strand and stress-relieved 240-K wire	30,000 (207 N/mm ²)	35,000 (241 N/mm ²)
Bar	20,000 (138 N/mm ²)	25,000 (172 N/mm ²)
Low-relaxation 270-K strand	15,000 (103 N/mm ²)	20,000 (138 N/mm ²)

Note: This table of approximate prestress losses was developed to provide a common post-tensioning industry basis for determining tendon requirements on projects in which the magnitude of prestress losses is not specified by the designer. These loss values are based on use of normal-weight concrete and on average values of concrete strength, prestress level, and exposure conditions. Actual values of losses may vary significantly above or below the table values where the concrete is stressed at low strengths, where the concrete is highly prestressed, or in very dry or very wet exposure conditions. The table values do not include losses due to friction.

Source: Post-Tensioning Institute.

ការសង្ខេបពីប្រភពនៃកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដាច់ដោយឡែកពីគ្នា និងដំណាក់កាលនៃការកើតឡើងរបស់ត្រូវបានអោយនៅក្នុងតារាង ៣.៣ ដែលអក្សរ i មានន័យថាដំបូង (initial) និងអក្សរ j មានន័យថាដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកក្រោយ jacking ។ ពីតារាងនេះកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុបត្រូវបានគណនាសម្រាប់អង្គអនុវត្តប្រែក្នុងត្រាំងជាមុន (pretensioned member) និង អង្គអនុវត្តប្រែក្នុងត្រាំងជាក្រោយ (post-tensioned member) ដូចខាងក្រោម:

Table 3.3 Types of Prestress Loss

Type of prestress loss	Stage of occurrence		Tendon stress loss	
	Pretensioned members	Post-tensioned members	During time interval (t_p, t_j)	Total or during life
Elastic shortening of concrete (ES)	At transfer	At sequential jacking	...	Δf_{pES}
Relaxation of tendons (R)	Before and after transfer	After transfer	$\Delta f_{pR}(t_i, t_j)$	Δf_{pR}
Creep of concrete (CR)	After transfer	After transfer	$\Delta f_{pC}(t_i, t_j)$	Δf_{pCR}
Shrinkage of concrete (SH)	After transfer	After transfer	$\Delta f_{pS}(t_i, t_j)$	Δf_{pSH}
Friction (F)	...	At jacking	...	Δf_{pF}
Anchorage seating loss (A)	...	At transfer	...	Δf_{pA}
Total	Life	Life	$\Delta f_{pT}(t_p, t_j)$	Δf_{pT}

a. Pretensioned member

$$\Delta f_{pT} = \Delta f_{pES} + \Delta f_{pR} + \Delta f_{pCR} + \Delta f_{pSH} \quad (3.1a)$$

ដែល $\Delta f_{pR} = \Delta f_{pR}(t_o, t_{tr}) + \Delta f_{pR}(t_{tr} + t_s)$

t_o = អាយុនៅពេល jacking

t_{tr} = អាយុនៅពេលផ្ទេរ

t_s = អាយុនៅពេលកំហាតបង់មានលំនឹង

ដូចនេះ គេត្រូវអនុវត្តការគណនាសម្រាប់ steel relaxation សម្រាប់រយៈពេលចន្លោះ t_1 ដល់ t_2 នៃដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកដែលត្រូវគ្នា។ ឧទាហរណ៍ ដំណាក់កាលផ្ទេរគឺនៅអាយុ 18h ដូចនេះយើងបាន $t_{tr} = t_2 = 18h$ និង $t_o = t_1 = 0$ ។ ប្រសិនដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកបន្ទាប់ស្ថិតនៅចន្លោះពេលផ្ទេរ និងអាយុ 5 ឆ្នាំ (17520h) ជាអាយុដែលគេគិតថាកំហាតបង់មានលំនឹង នោះ $t_2 = t_s = 17520h$ និង $t_1 = 18h$ ។ បន្ទាប់មកប្រសិនបើ f_{pi} កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមដែលអង្កត់បេតុងត្រូវរង និង f_{pJ} ជា jacking stress នៅក្នុង tendon នោះ

$$f_{pi} = f_{pJ} - \Delta f_{pR}(t_o, t_{tr}) - \Delta f_{pES} \quad (3.1b)$$

b. Post-tensioned member

$$\Delta f_{pT} = \Delta f_{pA} + \Delta f_{pF} + \Delta f_{pES} + \Delta f_{pR} + \Delta f_{pCR} + \Delta f_{pSH} \quad (3.1c)$$

ដែល Δf_{pES} អាចអនុវត្តបានតែនៅពេលគេ jack tendon ម្តងមួយៗ មិនមែនម្តងទាំងអស់ទេ ។

សម្រាប់ករណី post-tensioned member ការគណនា relaxation loss ចាប់ផ្តើមចន្លោះពេលផ្ទេរ $t_1 = t_{tr}$ និងចុងបញ្ចប់នៃចន្លោះពេល t_2 ដែលគេពិចារណា។ ដូចនេះ

$$f_{pi} = f_{pJ} - \Delta f_{pA} - \Delta f_{pF} \quad (3.1d)$$

៣.២. Elastic Shortening of Concrete (ES)

បេតុងរួញខ្លីនៅពេលគេអនុវត្តកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។ ដោយសារ tendon ដែលស្ថិតជាប់ជាមួយនឹងបេតុង រួញដំណាលគ្នា ដូចនេះវាខាតបង់នូវកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដែលវាមាន ។

៣.២.ក. Pretensioned Element

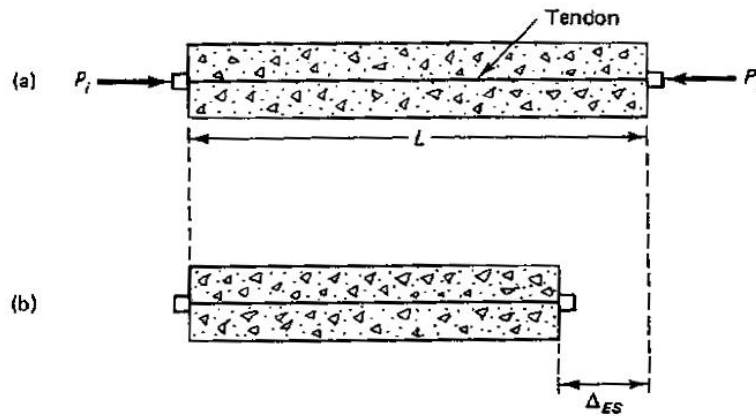


Figure 3.1 Elastic shortening. (a) Unstressed beam. (b) Longitudinally shortened beam.

សម្រាប់ pretensioned element ចាក់ស្រោច (precast) កម្លាំងសង្កត់ដែលអនុវត្តទៅលើផ្ទៃដោយ tendon ទទួលបានពីការរួញតាមបណ្តោយរបស់ផ្ទៃម ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៣.១ ។ ការរួញខ្លីឯកតានៅក្នុងបេតុង គឺ $\epsilon_{ES} = \Delta_{ES} / L$ ដូចនេះ

$$\epsilon_{ES} = \frac{f_c}{E_c} = \frac{P_i}{A_c E_c} \quad (3.2a)$$

ដោយសារ tendon ប្រែក្នុងត្រាំងរងនូវទំហំនៃការរួញខ្លីដូចគ្នា នោះ

$$\Delta f_{pES} = E_s \epsilon_{ES} = \frac{E_s P_i}{A_c E_c} = \frac{n P_i}{A_c} = n f_{cs} \quad (3.2b)$$

ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រាំងដើមគឺ

$$f_{cs} = -\frac{P_i}{A_c} \quad (3.3)$$

ប្រសិនបើ tendon នៅក្នុងរូបទី ៣.១ មានចំណាកផ្ចិត e កណ្តាលល្វែងរបស់ផ្ទៃ និងគេគិតម៉ូម៉ង់ ដែលបានពីទម្ងន់ផ្ទាល់របស់វា M_D នោះក្នុងត្រាំងបេតុងនៅត្រង់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងនៅត្រង់នីវ៉ូរបស់ដែកប្រេ ក្នុងត្រាំងក្លាយទៅជា

$$f_{cs} = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) + \frac{M_D e}{I_c} \quad (3.4)$$

ដែល P_i មានតម្លៃលក្ខណៈបន្ទាប់ពីកម្លាំងប្រេក្នុងត្រាំងត្រូវបានផ្ទេរ។ ការកាត់បន្ថយតម្លៃរបស់ P_j ទៅ P_i តិច តូចកើតឡើងដោយសារកម្លាំងនៅក្នុងដែកប្រេក្នុងត្រាំងបន្ទាប់ពីការផ្ទេរក្លាយតូចជាង កម្លាំងប្រេក្នុងត្រាំង jacking ដើម P_j ។ ប៉ុន្តែ ដោយសារគេពិបាកក្នុងការកំណត់តម្លៃរបស់ P_i ដែលត្រូវបានកាត់បន្ថយយ៉ាងសុក្រិត និងដោយសារការអង្កេតបង្ហាញថា ការកាត់បន្ថយនេះមានភាគរយតិចតួច ដូចនេះគេអាចប្រើតម្លៃ P_i ដើមមុន ពេលផ្ទេរទៅក្នុងសមីការ 3.2 រហូតដល់ 3.4 ឬកាត់បន្ថយវា 10% ប្រសិនបើគេចង់បានការគណនាដែលប្រសើរ ជាង។

៣.២.ក.១. កំហាតបង់ដោយសារ Elastic shortening នៅក្នុងផ្ទៃម pretensioned

ឧទាហរណ៍ ៣.១: ផ្ទៃមបេតុងប្រេក្នុងត្រាំង pretensioned មួយមានល្វែងប្រវែង 50 ft(15.2m) ដូចបង្ហាញនៅ ក្នុងរូបទី ៣.២ ។ សម្រាប់ផ្ទៃមនេះ

$$f'_c = 600 \text{ psi}(41.4 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270000 \text{ psi}(1862 \text{ MPa})$$

$$f'_{ci} = 4500 \text{ psi}(31 \text{ MPa})$$

$$A_{ps} = \text{seven-wire-strand tendon អង្កត់ផ្ចិត } \frac{1}{2} \text{ in. ចំនួន 10}$$

$$= 10 \times 0.153 = 1.53 \text{ in.}^2$$

$$E_{ps} = 27 \cdot 10^6 \text{ psi}(186200 \text{ MPa})$$

គណនាក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ tendon សម្រាប់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងរបស់ផ្ទៃម និងគណនាទំហំនៃកំហាតបង់ប្រេក្នុងត្រាំងដោយសារឥទ្ធិពល elastic shortening របស់បេតុង។ សន្មតថាមុន និងផ្ទេរប្រេក្នុងត្រាំង jacking force នៅលើ tendon មានតម្លៃលើស្មើនឹង 75% f_{pu} ។

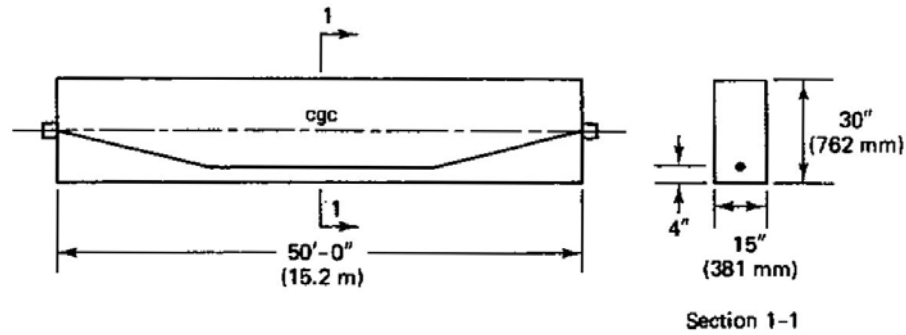


Figure 3.2 Beam in Example 3.1.

ដំណោះស្រាយ: $A_c = 15 \times 30 = 450 \text{ in.}^2$

$$I_c = \frac{15(30)^3}{12} = 33750 \text{ in.}^3$$

$$r^2 = \frac{I_c}{A_c} = 75 \text{ in.}^2$$

$$A_{ps} = 10 \times 0.153 = 1.53 \text{ in.}^2$$

$$e_c = \frac{30}{2} - 4 = 11 \text{ in.}$$

$$P_i = 0.75 f_u A_{ps} = 0.75 \times 270000 \times 1.53 = 309825 \text{ lb}$$

$$M_D = \frac{wl^2}{8} = \frac{15 \times 30}{144} \times 150 \times \frac{(50)^2}{8} \times 12 = 1757813 \text{ in.} - \text{lb}$$

ពីសមីការ 3.4 ក្នុងត្រង់សរសៃបេតុងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកនៃឆ្នឹមនៅពេលផ្ទេរ ដោយសន្មត់ថា

$$P_i \cong P_j \text{ គឺ}$$

$$\begin{aligned} f_{cs} &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) + \frac{M_D e}{I_c} \\ &= -\frac{309825}{450} \left(1 + \frac{11^2}{75} \right) + \frac{1757813 \times 11}{33750} \\ &= -1799.3 + 572.9 = -1226.4 \text{ psi (8.5 MPa)} \end{aligned}$$

ហើយយើងក៏មាន

$$E_{ci} \text{ ដើម} = 57000 \sqrt{f'_{ci}} = 57000 \sqrt{4500} = 3.824 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

$$\text{ផលធៀបម៉ូឌុលដើម} n = \frac{E_s}{E_{ci}} = \frac{27 \times 10^6}{3.824 \times 10^6} = 7.06$$

$$E_c \text{ មេស៊ីស្តង់អាយុ 28 ថ្ងៃ} = 57000\sqrt{6000} = 4.415 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

$$\text{ផលធៀបម៉ូឌុលនៅអាយុ 28 ថ្ងៃ } n = \frac{27 \cdot 10^6}{4.415 \cdot 10^6} = 6.12$$

ពិសមីការ 3.2b កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារ elastic shortening គឺ

$$\Delta f_{pES} = n f_{cs} = 7.06 \times 1226.4 = 8659.2 \text{ psi (59.7 MPa)}$$

ប្រសិនបើគេប្រើ P_i ដែលកាត់បន្ថយដោយសន្មត់កាត់បន្ថយ 10%

$$\Delta f_{pES} = 0.90 \times 8659.2 = 7793.3 \text{ psi (53.7 MPa)}$$

ភាពខុសគ្នានៃក្នុងត្រាំងដែកត្រឹម 865.9 psi មិនធំទេ ប្រសិនបើគេប្រៀបធៀបនឹងកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុបដែលបណ្តាលពីកត្តាទាំងអស់ដែលមានតម្លៃប្រហែលពី 45000 psi ទៅ 55000 Psi ។

៣.២.២. Post-Tensioned Element

នៅក្នុងឆ្នើម post-tensioned កំហាតបង់ដោយសារ elastic shortening ប្រែប្រួលពីសូន្យ ប្រសិនបើ tendon ទាំងអស់ត្រូវបាន jack ក្នុងពេលដំណាលគ្នា ទៅពាក់កណ្តាលនៃតម្លៃដែលគណនានៅក្នុង ករណី pretensioned ប្រសិនបើគេប្រើជំហាននៃ jacking ជាច្រើនដំណាក់កាល ដូចជា jacking tendon ម្តងពីរក្នុងពេលតែមួយ ។ ប្រសិនបើ n ជាចំនួនរបស់ tendon ហើយគេទាញ tendon ម្តងពីរ នោះ

$$\Delta f_{pES} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n (\Delta f_{pES})_j$$

ដែល j ជាចំនួននៃការអនុវត្ត jacking ។ ចំណាំថា tendon ដែលរងនូវការទាញចុងក្រោយគេមិនរងនូវកំហាតបង់ដោយសារ elastic shortening ទេ នៅពេលដែល tendon ដែលរងការទាញដំបូងគេរងនូវបរិមាណកំហាតបង់អតិបរមា ។

៣.២.២.១. កំហាតបង់ដោយសារ Elastic shortening នៅក្នុងឆ្នើម post-tensioned

ឧទាហរណ៍ ៣.២: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៣.១ ប្រសិនបើឆ្នើមជា post-tensioned ហើយការអនុវត្តប្រែក្នុងត្រាំងដូចខាងក្រោម:

- គេទាញ tendon ម្តងពីរក្នុងពេលតែមួយ
- គេទាញ tendon ម្តងមួយ
- គេទាញ tendon ម្តងទាំងអស់

ដំណោះស្រាយ:

- a. ពីឧទាហរណ៍ ៣.១ យើងមាន $\Delta f_{pE} = 8659.2 \text{ psi}$ ។ យើងដឹងហើយថា tendon ចុងក្រោយមិនរងកំហុតបង់ក្នុងត្រាំងដោយសារ elastic shortening ទេ ។ ដូចនេះ មានតែ tendon ៤គូរទេ ដែលរងការខាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំង ដែលគួរទីមួយរងកំហុតបង់អតិបរមាស្មើនឹង 8659.2 psi ។ ពីសមីការ 3.5 កំហុតបង់ដោយសារ elastic shortening នៅក្នុងថ្នឹម post-tensioned គឺ

$$\Delta f_{pES} = \frac{4/4 + 3/4 + 2/4 + 1/4}{5} (8659.2)$$

$$= \frac{10}{20} (8659.2) = 4330 \text{ psi} (29.9 \text{ MPa})$$

b.
$$\Delta f_{pES} = \frac{9/9 + 8/9 + \dots + 1/9}{10} (8659.2)$$

$$= \frac{45}{90} (8659.2) = 4330 \text{ psi} (29.9 \text{ MPa})$$

នៅក្នុងករណីទាំងពីរ កំហុតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងថ្នឹម post-tensioned ស្មើនឹងពាក់កណ្តាលកំហុតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងថ្នឹម pretensioned ។

c.
$$\Delta f_{pES} = 0$$

៣.៣. Steel Stress Relaxation (R)

Steel-relieved tendon រងកំហុតបង់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារសាច់លូតថេរទៅតាមពេល ដូចបានរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូក២ ។ ទំហំនៃការកាត់បន្ថយប្រែក្នុងត្រាំងមិនមែនអាស្រ័យតែលើរយៈពេលរក្សាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប៉ុណ្ណោះទេ តែវានៅអាស្រ័យនឹងផលធៀបប្រែក្នុងត្រាំងដើមលើ yield strength របស់ដែក f_{pi} / f_{py} ។ កំហុតបង់ក្នុងត្រាំងបែបនេះត្រូវបានគេអោយឈ្មោះថា stress relaxation ។ ACI 318-99 Code កំណត់ក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុង tendon ប្រែក្នុងត្រាំងដូចខាងក្រោម៖

- សម្រាប់ក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលពីកម្លាំងទាញ tendon (jacking force) $f_{pJ} = 0.94 f_{py}$ ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាងតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម $0.80 f_{pu}$ និងតម្លៃអតិបរមាដែលណែនាំដោយអ្នកផលិត tendon និង anchorage ។
- ប្រែក្នុងត្រាំងដែលក្រោយពីផ្ទេរភ្លាមៗ $f_{pi} = 0.82 f_{py}$ ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាង $0.74 f_{pu}$ ។
- នៅក្នុង post-tensioned tendon ក្នុងត្រាំងក្រោយពីផ្ទេរភ្លាមៗនៅត្រង់ anchorage និង coupler $= 0.70 f_{pu}$ ។

តម្លៃ f_{py} អាស្រ័យនឹងប្រភេទដែកប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានអោយដូចខាងក្រោម៖

- Prestressing bar: $f_{py} = 0.80 f_{pu}$
- Stress-relieved tendon: $f_{py} = 0.85 f_{pu}$
- Low-relaxation tendon: $f_{py} = 0.90 f_{pu}$

ប្រសិនបើ f_{pR} ជាកុងត្រាំងប្រែកុងត្រាំងដែលនៅសល់នៅក្នុងដៃក្រោយពី relaxation សមីការខាងក្រោមកំណត់ f_{pR} សម្រាប់ stress-relieved steel:

$$\frac{f_{pR}}{f_{pi}} = 1 - \left(\frac{\log t_2 - \log t_1}{10} \right) \left(\frac{f_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right) \quad (3.6)$$

នៅក្នុងសមីការនេះ $\log t$ ត្រូវគិតជាម៉ោងដោយមានគោល 10 . f_{pi} / f_{py} ត្រូវធំជាង 0.55 និង $t = t_2 - t_1$ ។ សម្រាប់ low-relaxation steel តួចែកនៃតួ $\log$ ត្រូវចែកនឹង 45 ជំនួសអោយ 10 វិញ ។ រូបទី ៣.៣ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមនៃសមីការ 3.3 ។

គេអាចអោយតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលរបស់តួ $(\log t_2 - \log t_1)$ ស្មើនឹង $\log t = \log(t_2 - t_1)$ ដោយមិនមានកំហុសបង្អង់ដែលប៉ះពាល់ដល់ភាពសុក្រិតទេ ។ នៅក្នុងករណីនេះ កំហុសបង្អង់ដោយសារ stress-relaxation ក្លាយជា

$$\Delta f_{pR} = f'_{pi} \frac{\log t}{10} \left(\frac{f'_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right) \quad (3.7)$$

ដែល f'_{pi} ជាកុងត្រាំងដើមនៅក្នុងដៃក្នុងអង្គត់បេតុងត្រូវរង ។

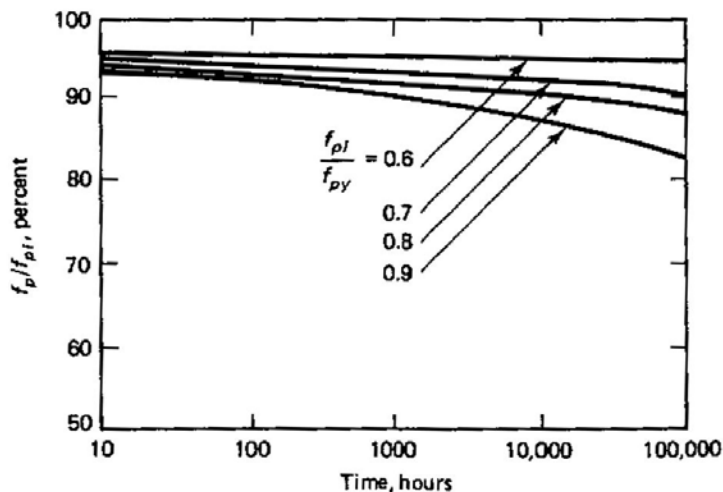


Figure 3.3 Stress-relaxation relationship in stress-relieved strands. (Courtesy, Post-Tensioning Institute.)

ប្រសិនបើគេចាំបាច់វិភាគកំហុសបង់ជាជំហានៗ គេអាចកំណត់កំណើនកំហុសបង់នៅគ្រប់ដំណាក់កាលជាលក្ខណៈពិសេសដោយ៖

$$\Delta f_{pR} = f'_{pi} \left(\frac{\log t_2 - \log t_1}{10} \right) \left(\frac{f'_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right) \quad (3.8)$$

ដែល t_1 ជាពេលចាប់ផ្តើមទាញ និង t_2 ជាពេលដែលគេពិចារណាលើកំហុសបង់ ។

៣.៣.ក. Relaxation Loss Computation

ឧទាហរណ៍ ៣.៣: កំណត់កំហុសបង់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៣.១ ដោយសារ relaxation នៅអាយុ 5 ឆ្នាំ ដោយសន្មត់ relaxation loss ចាប់ពីពេល jacking ដល់ការផ្ទេរ កំហុសបង់ដោយសារ elastic shortening និងកំហុសបង់រយៈពេលវែង ដែលបណ្តាលមកពី creep និង shrinkage ក្នុងអំឡុងពេលនោះគឺស្មើនឹង 20% នៃប្រេកុងត្រាំងដើម ។ សន្មត់ថា $f_{py} = 230000 \text{ psi} (1571 \text{ MPa})$ ។

ដំណោះស្រាយ: ពីសមីការ 3.1b សម្រាប់ដំណាក់កាលនេះ

$$\begin{aligned} f_{pi} &= f_{pJ} - \Delta f_{pR}(t_o, t_{tr}) \\ &= 0.75 \times 270000 = 202500 \text{ psi} (1396 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

ក្នុងត្រាំងដែលកាត់បន្ថយសម្រាប់ការគណនាកំហុសបង់ relaxation គឺ

$$f'_{pi} = (1 - 0.20) \times 202500 = 162000 \text{ psi} (1170 \text{ MPa})$$

រយៈពេលនៃដំណើរការ stress relaxation គឺ

$$5 \times 365 \times 24 \cong 44000 \text{ ម៉ោង}$$

ពីសមីការ 3.7

$$\begin{aligned} \Delta f_{pR} &= f'_{pi} \frac{\log t}{10} \left(\frac{f'_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right) \\ &= 162000 \frac{\log 44000}{10} \left(\frac{162000}{230000} - 0.55 \right) \\ &= 162000 \times 0.4643 \times 0.1543 = 11606 \text{ psi} (80 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

៣.៣.២. ACI-ASCE Method of Accounting for Relaxation Loss

វិធី ACI-ASCE ប្រើការចូលរួមនៃ elastic shortening, creep និង shrinkage ដាច់ដោយឡែកពីគ្នា សម្រាប់ការគណនា steel stress-relaxation loss ដោយប្រើសមីការខាងក្រោម៖

$$\Delta f_{pR} = [K_{re} - J(f_{pES} + f_{pCR} + f_{pSH})] \times C$$

តម្លៃរបស់ K_{re} , J និង C ត្រូវបានអោយនៅក្នុងតារាង ៣.៤ និងតារាង ៣.៥ ។

Table 3.4 Values of C

f_{pi}/f_{pu}	Stress-relieved strand or wire	Stress-relieved bar or low-relaxation strand or wire
0.80		1.28
0.79		1.22
0.78		1.16
0.77		1.11
0.76		1.05
0.75	1.45	1.00
0.74	1.36	0.95
0.73	1.27	0.90
0.72	1.18	0.85
0.71	1.09	0.80
0.70	1.00	0.75
0.69	0.94	0.70
0.68	0.89	0.66
0.67	0.83	0.61
0.66	0.78	0.57
0.65	0.73	0.53
0.64	0.68	0.49
0.63	0.63	0.45
0.62	0.58	0.41
0.61	0.53	0.37
0.60	0.49	0.33

Source: Post-Tensioning Institute.

Table 3.5 Values of K_{RE} and J

Type of tendon ^a	K_{RE}	J
270 Grade stress-relieved strand or wire	20,000	0.15
250 Grade stress-relieved strand or wire	18,500	0.14
240 or 235 Grade stress-relieved wire	17,600	0.13
270 Grade low-relaxation strand	5,000	0.040
250 Grade low-relaxation wire	4,630	0.037
240 or 235 Grade low-relaxation wire	4,400	0.035
145 or 160 Grade stress-relieved bar	6,000	0.05

^aIn accordance with ASTM A416-74, ASTM A421-76, or ASTM A722-75.

Source: Prestressed Concrete Institute.

៣.៤. Creep Loss (CR)

ការងារពិសោធន៍ជាន់កន្លះសតវត្សបង្ហាញអោយឃើញថាកំហូចទ្រង់ទ្រាយរបស់សម្ភារៈកើតមានអាស្រ័យទៅតាមពេលវេលានៅពេលដែលវារងបន្ទុកថេរ ឬក្នុងត្រាំងថេរ ។ កំហូចទ្រង់ទ្រាយ ឬការរីកខាងដែលបណ្តាលមកពីក្នុងត្រាំងអចិន្ត្រៃយ៍តាមបណ្តោយនេះត្រូវបានគេអោយឈ្មោះថា creep ។ កំហូចទ្រង់ទ្រាយ ឬបម្រែបម្រួលរាងផ្សេងៗដែលកើតពីការធ្វើការអាស្រ័យនឹងពេលវេលានេះជាអនុគមន៍នៃទំហំរបស់បន្ទុកអនុវត្តន៍ រយៈពេលរងបន្ទុកលក្ខណៈរបស់បេតុងរួមមានសមាមាត្ររួមផ្សំរបស់វា លក្ខខណ្ឌតំបែទាំ អាយុរបស់អង្គត់នៅពេលរងបន្ទុកដំបូង និងលក្ខខណ្ឌបរិស្ថាន ។ ដោយសារទំនាក់ទំនង stress-strain ដែលបណ្តាលពី creep មានលក្ខណៈជាបន្ទាត់ ដូចនេះគេមានភាពងាយស្រួលក្នុងការភ្ជាប់ creep strain ϵ_{CR} ទៅនឹង elastic strain ϵ_{EL} ដើម្បីកំណត់មេគុណ creep C_u

$$C_u = \frac{\epsilon_{CR}}{\epsilon_{EL}} \quad (3.9a)$$

បន្ទាប់មកគេអាចកំណត់មេគុណ creep គ្រប់រយៈពេល t ដែលគិតជាថ្ងៃដូចខាងក្រោម

$$C_t = \frac{t^{0.60}}{10 + t^{0.60}} C_u \quad (3.9b)$$

ដូចរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូកទី ២ តម្លៃរបស់ C_u ស្ថិតនៅចន្លោះ 2 និង 4 ជាមួយនឹងតម្លៃមធ្យម 2.35 សម្រាប់ ultimate creep ។ គេអាចកំណត់កំហាតបង់នៅក្នុងអង្គត់ប្រែក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលពី creep សម្រាប់ bonded member តាមរូបមន្តខាងក្រោម៖

$$\Delta f_{PCR} = C_t \frac{E_{ps}}{E_c} f_{cs} \quad (3.10)$$

ដែល f_{cs} ជាក្នុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់និរ្វ័នៃទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង ។ ជាទូទៅ កំហាតបង់នេះជាអនុគមន៍ទៅនឹងក្នុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងត្រង់មុខកាត់ដែលកំពុងវិភាគ ។ នៅក្នុង post-tensioned nonbonded member គេអាចពិចារណាកំហាតបង់មានលក្ខណៈស្មើពេលបណ្តោយរបស់ល្វែង ។ ដូចនេះ តម្លៃមធ្យមរបស់ក្នុងត្រាំងបេតុង $\bar{f}_{cs}$ ចន្លោះ anchorage point ដែលគេអាចប្រើវាសម្រាប់គណនា creep នៅក្នុង post-tensioned members ។ សមីការរបស់ ACI-ASCE Committee សម្រាប់កំណត់កំហាតបង់ដោយ creep មានទម្រង់ដូចគ្នានឹងសមីការ 3.10

$$\Delta f_{pCR} = K_{CR} \frac{E_{ps}}{E_c} (\bar{f}_{cs} - \bar{f}_{csd}) \quad (3.11a)$$

$$\text{ឬ} \quad \Delta f_{pCR} = nK_{CR} (\bar{f}_{cs} - \bar{f}_{csd}) \quad (3.11b)$$

ដែល $K_{CR} = 2.0$ សម្រាប់ pretensioned member

= 1.60 សម្រាប់ post-tensioned member

$\bar{f}_{cs}$ = កុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់និរ្ទ័យរបស់ដែក cgs ក្រោយការផ្ទេរភ្លាមៗ

$\bar{f}_{csd}$ = កុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់និរ្ទ័យរបស់ដែក cgs ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកថេរដែលអនុវត្តបន្ថែមក្រោយពេលគេអនុវត្តប្រកុងត្រាំងរួចរាល់ហើយ

n = ផលធៀបម៉ូឌុល

ចំណាំថា គេកាត់បន្ថយ K_{cr} 20% សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល ។

៣.៤.ក. គណនាកំហាតបង់ដោយសារ creep

ឧទាហរណ៍ ៣.៤: កំណត់កំហាតបង់ប្រកុងត្រាំងដោយសារ creep សម្រាប់អង្កត់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៣.១ ដែល

បន្ទុកអនុវត្តបន្ថែម (លើកលែងទម្ងន់ផ្ទាល់របស់ផ្ទៃម) ក្រោយពេលផ្ទេរគឺ $375 \text{ plf } (5.5 \text{ kN/m})$ ។

ដំណោះស្រាយ: នៅពេលវេលាស្ថានភាពបេតុងពេញលេញ

$$E_c = 57000 \sqrt{6000} = 4.415 \cdot 10^6 \text{ psi } (30.4 \times 10^3 \text{ MPa})$$

$$n = \frac{E_s}{E_c} = \frac{27 \cdot 10^6}{4.415 \cdot 10^6} = 6.12$$

$$M_{SD} = \frac{375(50)^2}{8} \times 12 = 1406250 \text{ in.-lb } (158.9 \text{ kN.m})$$

$$\bar{f}_{csd} = \frac{M_{SD} e}{I_c} = \frac{1406250 \times 11}{33750} = 458.3 \text{ psi } (3.2 \text{ MPa})$$

ពីសមីការ 3.1

$$\bar{f}_{cs} = 1226.4 \text{ psi } (8.5 \text{ MPa})$$

សម្រាប់បេតុងធម្មតាប្រើ $K_{CR} = 2.0$ (pretensioned beam) ដូចនេះពីសមីការ 3.11a

$$\begin{aligned} \Delta f_{pCR} &= nK_{CR} (\bar{f}_{cs} - \bar{f}_{csd}) \\ &= 6.12 \times 2.0 (1226.4 - 458.3) \\ &= 9401.5 \text{ psi } (64.8 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

៣.៥. កំហាតបង់ដោយសារការរួមមាឌ Shrinkage Loss (SH)

ដូចគ្នានឹង creep របស់បេតុង ទំហំនៃ shrinkage របស់បេតុងរងនូវឥទ្ធិពលជាច្រើនកត្តា ដែលរួមមាន សមាមាត្រនៃការរួមផ្សំរបស់បេតុង ប្រភេទថ្មបំបែក ប្រភេទស៊ីម៉ង់ត៍ រយៈពេលតំហែទាំ រយៈពេលចន្លោះពេល តំហែទាំចប់សព្វគ្រប់ និងការអនុវត្តប្រែក្នុងត្រាំង ទំហំរបស់អង្កត់គ្រឿងបង្ក និងលក្ខខណ្ឌបរិស្ថាន ។ ទំហំ និងរូប រាងរបស់អង្កត់ក៏ជះឥទ្ធិពលដល់ការរួមមាឌដែរ ។ ប្រហែល 80% នៃ shrinkage កើតមាននៅឆ្នាំទីមួយនៃអាយុ របស់គ្រឿងបង្ក ។ នៅក្នុង ACI 209 R-92 Report គេយកទំហំមធ្យមរបស់ ultimate shrinkage strain នៅ ក្នុង moist-cured concrete និង steam-cured concrete ស្មើនឹង $780 \cdot 10^{-6} \text{ mm/mm}$ ។ តម្លៃមធ្យមនេះរង ឥទ្ធិពលដោយរយៈពេលនៃតំហែទាំងដំបូង សំណើមបរិយាកាស ផលធៀបមាឌលើផ្ទៃ សីតុណ្ហភាព និងសមាស- ធាតុរួមផ្សំរបស់បេតុង ។ ដើម្បីយកឥទ្ធិពលទាំងនេះមកគិតបញ្ចូលក្នុងតម្លៃមធ្យមនៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប ដោយសារការរួមមាឌ (shrinkage strain) គេត្រូវគុណវ៉ានីងមេគុណកែតម្រូវ γ_{SH} ដូចខាងក្រោម៖

$$\varepsilon_{SH} = 780 \cdot 10^{-6} \gamma_{SH} \quad (3.12)$$

γ_{SH} ជាមេគុណសម្រាប់លក្ខខណ្ឌបរិស្ថានដែលមាននៅក្នុង ACI Committee 435 Sec.2 ។

សម្រាប់លក្ខខណ្ឌស្តង់ដារ Prestressed Concrete Institute យកតម្លៃមធ្យមសម្រាប់ nominal ultimate shrinkage strain $(\varepsilon_{SH})_u = 820 \cdot 10^{-6} \text{ mm/mm}$ ។ ប្រសិនបើ ε_{SH} ជា shrinkage strain ក្រោយពី កែតម្រូវសម្រាប់ relative humidity ទៅតាមផលធៀបមាឌលើផ្ទៃ V/S កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុង pretensioned member គឺ

$$\Delta f_{pSH} = \varepsilon_{SH} \times E_{ps} \quad (3.13)$$

សម្រាប់ post-tensioned member កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារការរួមមាឌគឺតូចជាងសម្រាប់ preten- sioned member ដោយសារអង្កត់បានរួមមាឌខ្លះៗហើយមុនពេលរង post-tensioning ។ ប្រសិនបើគេគិត relative humidity ជាភាគរយ និងគេពិចារណាពីឥទ្ធិពលនៃផលធៀប V/S នោះកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដែល បណ្តាលពីការរួមមាឌក្លាយទៅជា

$$\Delta f_{pSH} = 8.2 \times 10^{-6} K_{SH} E_{ps} \left(1 - 0.06 \frac{V}{S} \right) (100 - RH) \quad (3.14)$$

ដែល $K_{SH} = 1.0$ សម្រាប់ pretensioned member ។ តារាង ៣.៦ អោយនូវតម្លៃ K_{SH} សម្រាប់ post-tensioned member ។

Table 3.6 Values of K_{SH} for Post-Tensioned Members

Time from end of moist curing to application of prestress, days	1	3	5	7	10	20	30	60
K_{sh}	0.92	0.85	0.80	0.77	0.73	0.64	0.58	0.45

Source: Prestressed Concrete Institute.

គេអាចទទួលការកែតម្រូវ shrinkage loss សម្រាប់លក្ខខណ្ឌស្តង់ដារជាអនុគមន៍ទៅនឹងពេល t (គិតជាថ្ងៃ) តាមសមីការខាងក្រោម៖

a. Moist curing, ក្រោយ 7 ថ្ងៃ

$$(\varepsilon_{SH})_t = \frac{t}{35+t} (\varepsilon_{SH})_u \quad (3.15a)$$

ដែល $(\varepsilon_{SH})_u$ ជា ultimate shrinkage strain, t = ពេលដែលគិតជាថ្ងៃ

b. Steam curing, ក្រោយពី 1 ទៅ 3 ថ្ងៃ

$$(\varepsilon_{SH})_t = \frac{t}{55+t} (\varepsilon_{SH})_u \quad (3.15b)$$

យើងគួរកត់សំគាល់ថាការគណនា creep និង shrinkage ដាច់ដោយឡែកពីគ្នានៅក្នុងជំពូកនេះត្រូវបានទទួលយកសម្រាប់ការអនុវត្ត ។ ហើយបម្រែបម្រួលដ៏ធំដែលកើតឡើងនៅក្នុងតម្លៃ creep និង shrinkage គឺបណ្តាលមកពីបម្រែបម្រួលនៃសមាមាត្រសារធាតុផ្សំរបស់សម្ភារៈ បើទោះបីជាផលិតផលនោះត្រូវបានផលិតចេញពីរោងចក្រក៏ដោយ ។ ដូចនេះគេត្រូវទទួលយកព័ត៌មានពីលទ្ធផលពិសោធន៍ជាក់ស្តែងសម្រាប់ផលិតផលដែលផលិតចេញពីរោងចក្រ សម្រាប់ករណីផលធៀបលើកម្ពស់មានតម្លៃធំ និងសម្រាប់ការដាក់បន្ទុកធ្ងន់មិនធម្មតា ។

៣.៥.ក. គណនាកំហាតបង់ដោយសារ Shrinkage

ឧទាហរណ៍ ៣.៥៖ គណនាកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលមកពី shrinkage នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៣.១ និង ៣.២ នៅអាយុ ៧ ថ្ងៃក្រោយ moist curing ដោយប្រើទាំង ultimate K_{SH} method ដែលប្រើសមីការ 3.14 និងវិធីអាល្បឺយនឹងពេល (time-dependent method) ដែលប្រើសមីការ 3.15 ។ សន្មតថា relative humidity $RH = 70\%$ និងផលធៀបមាឌលើផ្ទៃស្មើនឹង 2.0 ។

ដំណោះស្រាយ៖

A. វិធី K_{SH}

(a) pretensioned beam $K_{SH} = 1.0$

ពីសមីការ 3.14

$$\begin{aligned}\Delta f_{pSH} &= 8.2 \times 10^{-6} \times 1.0 \times 27 \times 10^6 (1 - 0.06 \times 2.0)(100 - 70) \\ &= 5845 \text{ psi } (40.3 \text{ MPa})\end{aligned}$$

(b) Post-tensioned member ពីតារាង ៣.៦ យើងបាន $K_{SH} = 0.77$

$$\Delta f_{pSH} = 0.77 \times 5845 = 4500.7 \text{ psi } (31.0 \text{ MPa})$$

B. វិធីអាន់ស្ត្រូមេត្រ

ពីសមីការ 3.15a

$$\begin{aligned}\epsilon_{SH,t} &= \frac{t}{35+t} \epsilon_{SH} = \frac{t}{35+t} \times 780 \times 10^{-6} = 130 \times 10^{-6} \text{ mm/mm} \\ \Delta f_{pSH} &= \epsilon_{SH,t} \times E_s = 130 \times 10^{-6} \times 27 \times 10^6 = 3510 \text{ psi } (24.0 \text{ MPa})\end{aligned}$$

៣.៦. កំហាតបង់ដោយសារការកកិត Losses Due to Friction (F)

កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងកើតមាននៅក្នុង post-tensioning member គឺបណ្តាលមកពីកម្លាំងកកិតរវាង tendon និងបំពង់ដែលព័ទ្ធជុំវិញវា ។ ទំហំនៃកំហាតបង់នេះជាអនុគមន៍នៃទម្រង់របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង (tendon form or alignment) ដែលគេអោយឈ្មោះថាឥទ្ធិពលកំណោង (curvature effect) និងលំងាកចេញពីគន្លងរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង ដែលគេហៅថាឥទ្ធិពលងាកចុះឡើង (wobble effect) ។ ជាញឹកញយ គេអាចធ្វើអោយតម្លៃមេគុណកំហាតបង់មានលក្ខណៈប្រសើរនៅពេលកំពុងរៀបចំ shop drawing ដោយធ្វើការប្រែប្រួលប្រភេទ tendon និងការតម្រង់បំពង់ (duct alignment) ។ គេអាចកំណត់ curvature effect ជាមុនបាន តែ wobble effect ជាលទ្ធផលដែលបានពីភាពមិនត្រូវរបស់បំពង់ដោយចៃដន្យ ឬមិនអាចជៀសវាងបាន ដែលកើតឡើងដោយសារតែការរៀបចំដាក់បំពង់មិនបានល្អ ។

យើងគួរចំណាំថាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងកកិតអតិបរមានឹងកើតមាននៅចុងម្ខាងទៀតរបស់ផ្ទាំង ប្រសិនបើគេទាញដែកប្រែក្នុងត្រាំងនៅចុងម្ខាងទៀត ។ ដូចនេះ កំហាតបង់ដោយសារកម្លាំងកកិតប្រែប្រួលជាលក្ខណៈសមាមាត្រតាមបណ្តោយល្វែងផ្ទាំង ហើយគេអាចធ្វើ interpolation សម្រាប់ទីតាំងពិសេសណាមួយ ប្រសិនបើគេចង់ទាញការគណនាមួយដែលមានលក្ខណៈកាន់តែប្រសើរ ។

៣.៦.ក. ឥទ្ធិពលកំណោង (Curvature Effect)

ដោយសារតែទាញ tendon ជាមួយនឹងកម្លាំង F_1 នៅចុងម្ខាង ដូចនេះ tendon ត្រូវរងនូវកម្លាំងកកិត ជាមួយនឹងបំពង់ ដែលធ្វើអោយកុងត្រាំងនៅក្នុង tendon ប្រែប្រួលពីទីតាំងដែលទាញទៅចម្ងាយ L តាម បណ្តោយល្វែង ដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ៣.៤ ។ ប្រសិនបើគេយកប្រវែងអនន្តតូចរបស់ tendon មិនគិតជាដ្យាក្រាម អង្គសេរីដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៣.៥ ហើយដោយសន្មត μ ជាមេគុណកម្លាំងកកិតរវាង tendon និងបំពង់ដែល បណ្តាលមកពីឥទ្ធិពលកំណោង នោះយើងបាន៖

$$\begin{aligned} dF_1 &= -\mu F_1 d\alpha \\ \frac{dF_1}{F_1} &= -\mu d\alpha \end{aligned} \quad (3.16a)$$

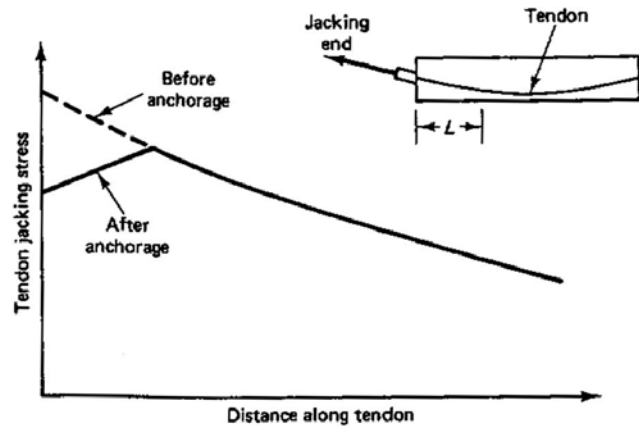


Figure 3.4 Frictional force stress distribution in tendon.

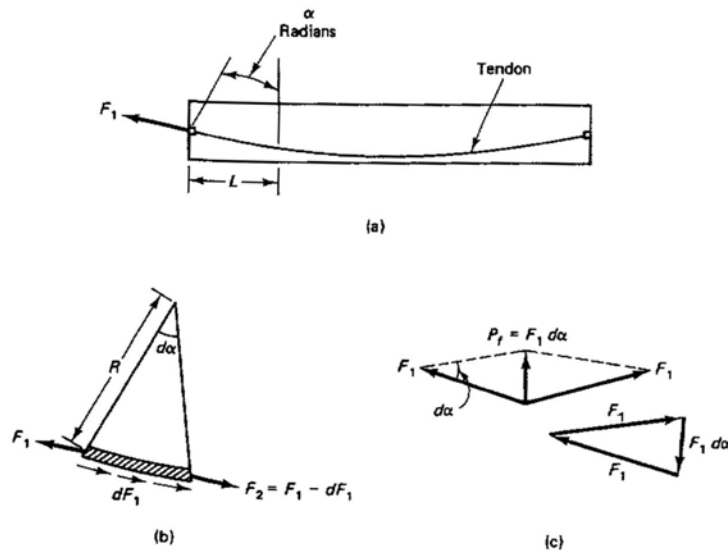


Figure 3.5 Curvature friction loss. (a) Tendon alignment. (b) Forces on infinitesimal length where F_1 is at the jacking end. (c) Polygon of forces assuming $F_1 = F_2$ over the infinitesimal length in (b).

ដោយធ្វើអាំងតេក្រាលទៅលើសមីការខាងលើយើងទទួលបាន

$$\log_e F_1 = -\mu\alpha \quad (3.16b)$$

ប្រសិនបើ $\alpha = L/R$ នោះ

$$F_2 = F_1 e^{-\mu\alpha} = F_1 e^{-\mu(L/R)} \quad (3.17)$$

៣.៦.២. ឥទ្ធិពលងាករ (Wobble Effect)

ឧបមាថា K ជាមេគុណកម្លាំងកកិតរវាង tendon និងបំពង់ដែលបណ្តាលមកពី wobble effect ឬ ឥទ្ធិពលប្រវែង (length effect) ។ កំហាតបង់ដោយសារកុងត្រាំងកកិតកើតឡើងដោយសារភាពមិនត្រង់ ល្អរបស់ tendon តាមប្រវែងរបស់វា ដោយមិនគិតថាវាត្រូវបានគេតម្រូវប្រតង់ ឬ draped alignment ទេ ។ បន្ទាប់មកតាមគោលការណ៍ដូចគ្នាដែលបានរៀបរាប់ក្នុងការបង្កើតសមីការ 3.16 យើងបាន

$$\log_e F_1 = -KL \quad (3.18)$$

ឬ
$$F_2 = F_1 e^{-KL} \quad (3.19)$$

ដោយបូកឥទ្ធិពលទាំងពីរបញ្ចូលគ្នាយើងទទួលបាន

$$F_2 = F_1 e^{-\mu\alpha - KL}$$

ឬ ដោយគិតជាកុងត្រាំង

$$f_2 = f_1 e^{-\mu\alpha - KL} \quad (3.20)$$

បន្ទាប់មកយើងទទួលបានកំហាតបង់កុងត្រាំងដោយសារកម្លាំងកកិត Δf_{pF} ដូចខាងក្រោម

$$\Delta f_{pF} = f_1 - f_2 = f_1 (1 - e^{-\mu\alpha - KL}) \quad (3.21)$$

ដោយសន្មតថាកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងចន្លោះចំណុចចាប់ផ្តើមកំណោង និងចំណុចចុងបញ្ចប់កំណោងមានតម្លៃតូច (ប្រហែល 15%) ដូចនេះវាមានលក្ខណៈសុក្រិតគ្រប់គ្រាន់ក្នុងការប្រើកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងដើមសម្រាប់កំណោងទាំងមូលនៅក្នុងសមីការ 3.21 ។ គេអាចសរសេរសមីការ 3.21 ដែលសម្រួលរួចដូចខាងក្រោម

$$\Delta f_{pF} = -f_1 (\mu\alpha + KL) \quad (\text{ឌ្រាត US}) \quad (3.22)$$

$$\Delta f_{pF} = -f_1 (\mu\alpha + 3.28KL) \quad (\text{ឌ្រាត SI})$$

ដែល L គិតជា ft ឬ m ។

ដោយសារផលធៀបកម្ពស់របស់ផ្ទៃមេលីប្រវែងល្វែងរបស់វាតូច គេអាចប្រើប្រវែងចំណោលរបស់ tendon បានសម្រាប់គណនា α បានដោយនៅតែមានលក្ខណៈសុក្រិតគ្រប់គ្រាន់ដែរ ។ ដោយសន្មត់កំណោងរបស់ tendon មានរាងជាធ្នូរង្វង់ មុំផ្ចិត α តាមបណ្តោយកំណាត់កំណោងនៅក្នុងរូបទី ៣.៦ ស្មើនឹងមុំជំរាលនៅខាងចុងរបស់កំណាត់កំណោង 2 ដង ។ ដូចនេះ

$$\tan \frac{\alpha}{2} = \frac{m}{x/2} = \frac{2m}{x}$$

ប្រសិនបើ $y \cong \frac{1}{2}m$ និង $\alpha/2 = 4y/x$

នោះ $\alpha = 8y/x$ រ៉ាដ្យង់

តារាង ៣.៧ អោយនូវ design value របស់មេគុណកកិតដោយសារកំណោង និងមេគុណកកិតដោយសារការងាក រេ ឬដោយសារប្រវែង K ដែលទទួលបានពី ACI 318 Commentary ។

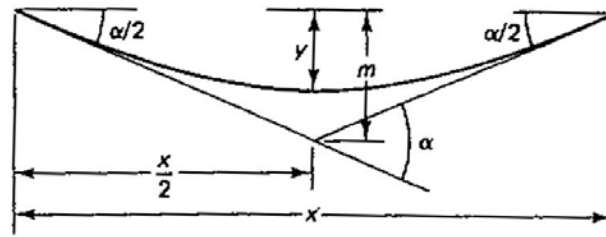


Figure 3.6 Approximate evaluation of the tendon's central angle.

Table 3.7 Wobble and Curvature Friction Coefficients

Type of tendon	Wobble coefficient, K per foot	Curvature coefficient, μ
Tendons in flexible metal sheathing		
Wire tendons	0.0010–0.0015	0.15–0.25
7-wire strand	0.0005–0.0020	0.15–0.25
High-strength bars	0.0001–0.0006	0.08–0.30
Tendons in rigid metal duct		
7-wire strand	0.0002	0.15–0.25
Mastic-coated tendons		
Wire tendons and 7-wire strand	0.0010–0.0020	0.05–0.15
Pregreased tendons		
Wire tendons and 7-wire strand	0.0003–0.0020	0.05–0.15

Source: Prestressed Concrete Institute.

៣.៦.គ. ការគណនាកំហាតបង់ដោយសារការកកិត (Computation of Friction Loss)

ឧទាហរណ៍ ៣.៦: សន្មត់ alignment characteristic របស់ tendon នៅក្នុង post-tensioned beam នៃឧទាហរណ៍ ៣.២ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៣.៧ ។ ប្រសិនបើ tendon ដែលប្រើនៅក្នុងផ្ទាំងនេះជា 7-wire uncoated strand ដែលស្រោបដោយ flexible metal sheathing ចូរគណនាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងដោយសារកម្លាំងកកិតនៅក្នុងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលមកពី curvature effect និង wobble effect ។

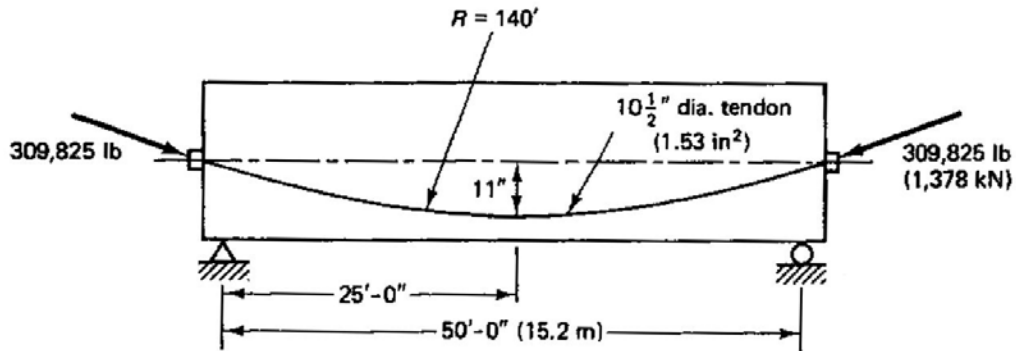


Figure 3.7 Prestressing tendon alignment.

ដំណោះស្រាយ:

$$P_i = 309,825 \text{ lb}$$

$$f_1 = \frac{309,825}{1.53} = 202,500 \text{ psi}$$

ពីសមីការ 3.23

$$\alpha = \frac{8y}{x} = \frac{8 \times 11/12}{50} = 0.1467 \text{ រ៉ាដ្យង់}$$

ពីតារាង ៣.៧ យក $K = 0.0020$ និង $\mu = 0.20$ ។ ពីសមីការ 3.22 កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងកកិតគឺ

$$\begin{aligned} \Delta f_{pF} &= f_{pi}(\mu\alpha + KL) \\ &= 202,500(0.20 \times 0.1467 + 0.002 \times 50) \\ &= 202,500 \times 0.1293 = 26,191 \text{ psi} (180.6 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

កំហាតបង់ដោយសារការកកិតនេះស្មើនឹង 12.93% នៃប្រែក្នុងត្រាំងដើម ។

៣.៧. Anchorage-Seating Losses (A)

Anchorage-seating losses កើតឡើងនៅក្នុង post-tensioned members បណ្តាលមកពីការដាក់ស្មៅតនៅក្នុង anchor នៅពេលកម្លាំង jacking ត្រូវបានផ្ទេរទៅ anchorage ។ វាក៏អាចកើតមាននៅក្នុងកម្រាលពុម្ពរបស់ pretensioned member ផងដែរ ដែលវាបណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានផ្ទេរទៅកម្រាលនោះ ។ គេអាចដោះស្រាយកំហុសបង់នេះបានក្នុងអំឡុងពេលអនុវត្តប្រែក្នុងត្រាំងដោយប្រើក្នុងត្រាំងលើស ។ ជាទូទៅ ទំហំនៃ anchorage-seating loss ស្ថិតនៅចន្លោះ $1/4in.$ ទៅ $3/8in.$ ($6.35mm$ ទៅ $9.53mm$) សម្រាប់ស្មៅតពីរដុំ ។ ទំហំនៃក្នុងត្រាំងលើសដែលចាំបាច់អាស្រ័យទៅលើការប្រើប្រាស់ anchorage ដោយប្រព័ន្ធនីមួយៗ ត្រូវការការកែតម្រូវពិសេសរបស់វារៀងៗខ្លួន ហើយផលិតករបានផ្តល់នូវទិន្នន័យនៃការរអិលដែលរំពឹងទុកដែលបណ្តាលមកពីការកែតម្រូវ anchorage នោះ ។ ប្រសិនបើ Δ_A ជាទំហំនៃការរអិល, L ជាប្រវែងរបស់ tendon និង E_{ps} ជាម៉ូឌុលរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង នោះកំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារការរអិល anchorage គឺ

$$\Delta f_{pA} = \frac{\Delta_A}{L} E_{ps} \quad (3.24)$$

៣.៧.ក. Computation of Anchorage-seating Loss

ឧទាហរណ៍ ៣.៧: គណនា anchorage-seating loss នៅក្នុង post-tensioned beam នៃឧទាហរណ៍ ៣.២ ប្រសិនបើការរអិលប៉ាន់ស្មានគឺ $1/4in.(6.35mm)$ ។

ដំណោះស្រាយ:

$$E_{ps} = 27 \times 10^6 \text{ psi}$$

$$\Delta_A = 0.25in.$$

$$\Delta f_{pA} = \frac{\Delta_A}{L} E_{ps} = \frac{0.25}{50 \times 12} \times 27 \cdot 10^6 = 11,250 \text{ psi} (77.6 \text{ MPa})$$

ចំណាំថាភាគរយកំហុសបង់ដោយសារការរអិល anchorage មានតម្លៃធំសម្រាប់ផ្ទៃមុខ ដូចនេះគេពិបាកនឹងធ្វើ post-tension លើផ្ទៃមុខជាមួយនឹងភាពសុក្រិតខ្ពស់បានណាស់ ។

៣.៨. កំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងបណ្តាលពីការកោងរបស់អង្គ

Change of Prestress Due to Bending of Members (Δf_{pB})

ផ្ទុកកោងដោយសាររងប្រែក្នុងត្រាំង ឬបន្ទុកខាងក្រៅ ។ វាកោង ឬផ្ទុកអាស្រ័យនឹងប្រភេទបន្ទុក ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៣.៨ ។ ប្រសិនបើបម្រែបម្រួលរាងធៀបសង្កត់ឯកតានៅក្នុងបេតុងតាមបណ្តោយនិរ្ទ័យរបស់ tendon គឺ ϵ_c នោះកំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងដែកដែលត្រូវនឹងបម្រែបម្រួលរាងធៀបនេះគឺ

$$\Delta f_{pB} = \epsilon_c E_{ps}$$

ដែល E_s ជាម៉ូឌុលរបស់ដែក ។ ចំណាំថា សម្រាប់ករណីទូទៅ គេមិនចាំបាច់គិតពិចារណាពីកំហុសបង់ដោយសារការកោងណាមួយទេ ប្រសិនបើគេវាស់កំរិតប្រែក្នុងត្រាំងក្រោយផ្ទុករួចហើយ ។

រូបទី ៣.៩ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់ការកំណត់កំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងអាស្រ័យនឹងពេលជាជំហានៗ ដោយមិនមានភាពងាយ ។

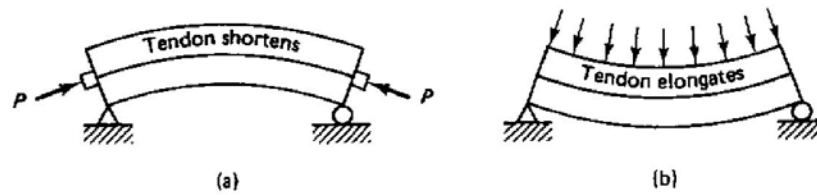


Figure 3.8 Change in beam longitudinal shape. (a) Due to prestressing. (b) Due to external load.

៣.៩. ការគណនាកំហុសបង់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងផ្ទៃមេប្រែក្នុងត្រាំងជាមុន

Step-by-Step Computation of All Time-Dependent Losses in a Prestensioned Member

ឧទាហរណ៍ ៣.៨: ផ្ទៃប្រែក្នុងត្រាំង pretensioned ដែលធ្វើពីបេតុងទម្ងន់ស្រាល និងទទួល steam-cured មានមុខកាត់ T ខុប ទ្រដោយទំរាមព្យាបាលប្រវែង 70 ft (21.3m) ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៣.១០ ។ ផ្ទៃនេះរងប្រែក្នុងត្រាំងដោយ 270-K grade stress-relieved strand ដែលមានអង្កត់ផ្ចិត 1/2 in (12.7mm) ចំនួនដប់ពីរ ។ Tendon ត្រូវបាន harped និងមានចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្វែង 18.73 in. (476mm) និងនៅខាងចុង 12.98 in. (330mm) ។ គណនាកំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ត្រង់ 0.40 នៃល្វែងដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកថេរ និង បន្ទុកថេរបន្ថែមនៅពេល:

- ដំណាក់កាលទី ១ គឺពេលផ្ទេរ
- ដំណាក់កាលទី ២ គឺក្រោយពីធ្វើការងារបង្ហើយ (topping)
- ពីរឆ្នាំក្រោយពីធ្វើការងារបង្ហើយហើយ

សន្មតថាការងារបង្ហើយជាបេតុងទម្ងន់ស្រាលដែលមានកម្រាស់ 2 in. (51mm) ត្រូវបានចាក់នៅអាយុ 30 ថ្ងៃ ។ លើសពីនេះ គេសន្មតថាការផ្ទេរប្រែក្នុងត្រាំងកើតមាននៅ 18 ម៉ោងក្រោយពីទាញ strand ។ គេអោយ:

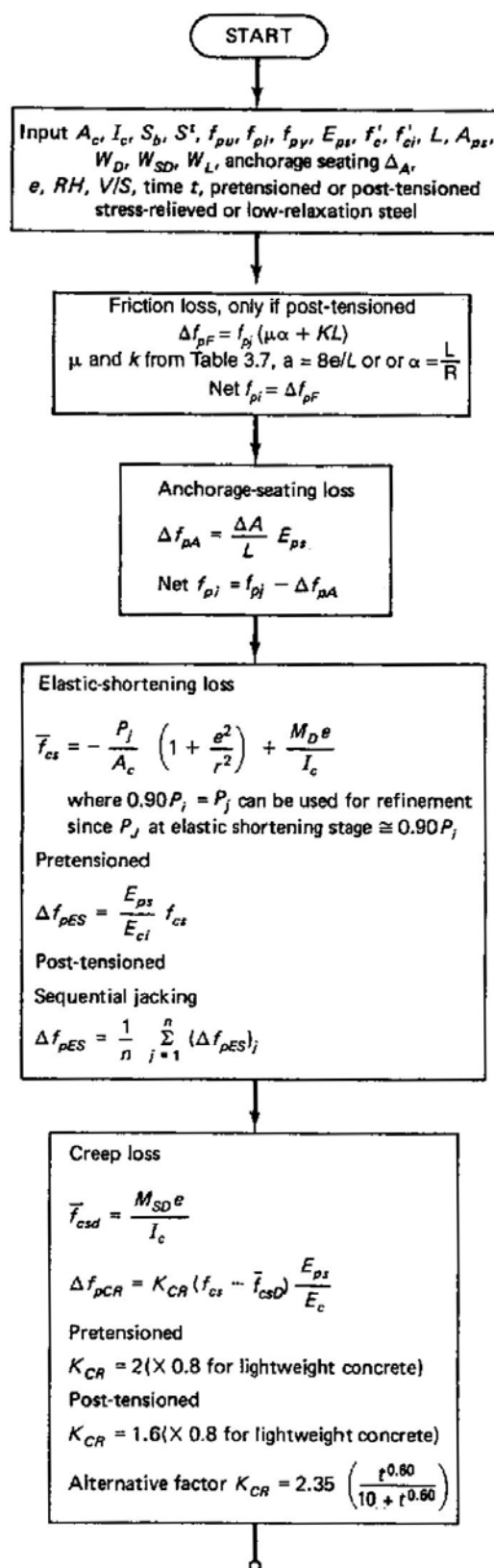


Figure 3.9 Flowchart for step-by-step evaluation of prestress losses.

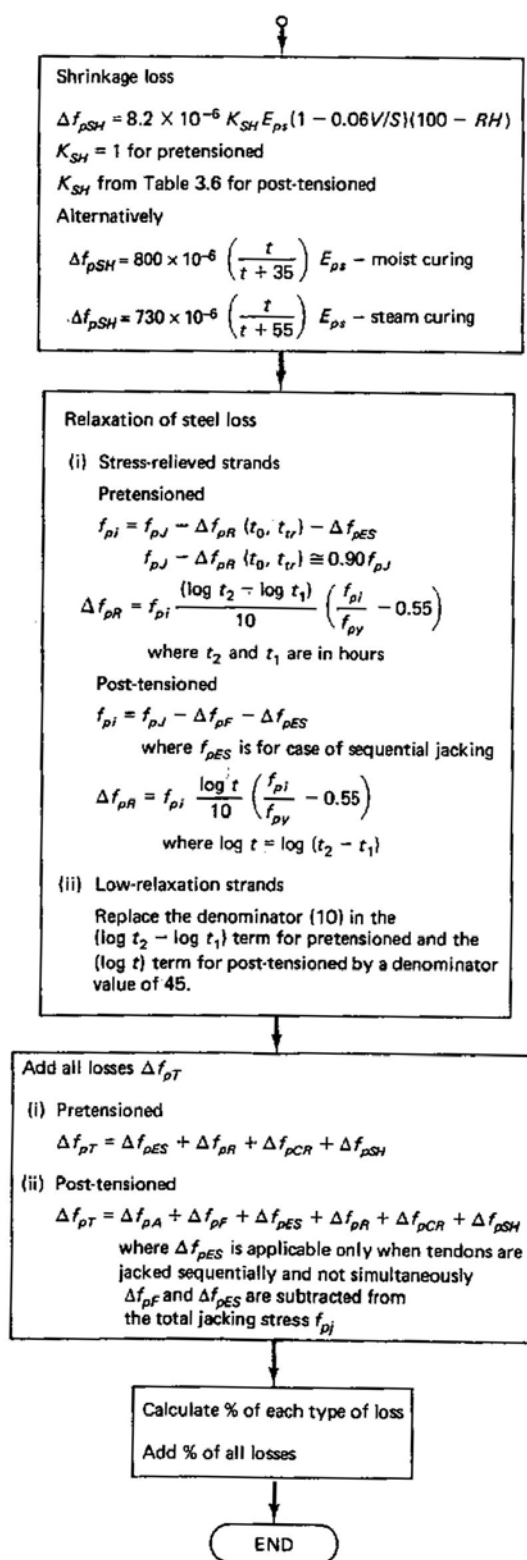


Figure 3.9 Continued

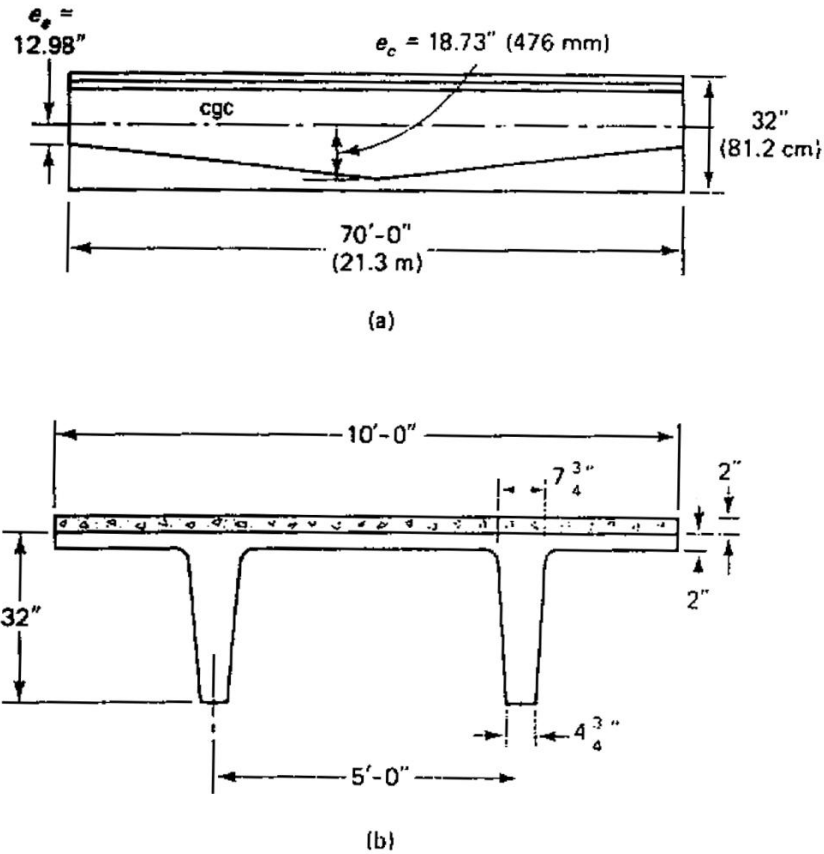


Figure 3.10 Double-T pretensioned beam. (a) Elevation. (b) Pretensioned section.

$$f'_c = 5,000 \text{ psi ទម្ងន់ស្រោច (34.5 MPa)}$$

$$f'_{ci} = 3,500 \text{ psi (24.1 MPa)}$$

ហើយខាងក្រោមជាលក្ខណៈមុខកាត់ noncomposite

$$A_c = 615 \text{ in.}^2 (3,968 \text{ cm}^2)$$

$$I_c = 59,720 \text{ in.}^4 (2.49 \cdot 10^6 \text{ cm}^4)$$

$$c_b = 21.98 \text{ in. (55.8 cm)}$$

$$c^t = 10.02 \text{ in. (25.5 cm)}$$

$$S_b = 2,717 \text{ in.}^3 (44,520 \text{ cm}^3)$$

$$S^t = 5,960 \text{ in.}^3 (97,670 \text{ cm}^3)$$

$$W_D \text{ (មិនមានការងារបង្ហើយ)} = 491 \text{ plf (7.2 kN / m)}$$

$$W_{SD} \text{ (មានការងារបង្ហើយ 2 in.)} = 250 \text{ plf (3.65 kN / m)}$$

$$\begin{aligned}
 W_L &= 40 \text{ psf} (1,915 \text{ Pa}) && \text{មិនប៉ិតប៉ែរ} \\
 f_{pu} &= 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa}) \\
 f_{py} &= 0.85 f_{pu} \approx 230,000 \text{ psi} (1,589 \text{ MPa}) \\
 f_{pi} &= 0.70 f_{pu} = 0.82 f_{py} = 0.82 \times 0.85 f_{pu} \cong 0.70 f_{pu} = 189,000 \text{ psi} (1,303 \text{ MPa}) \\
 E_{ps} &= 28 \times 10^6 \text{ psi} (193.1 \times 10^3 \text{ MPa})
 \end{aligned}$$

ដំណោះស្រាយ:

$$\begin{aligned}
 f'_{ci} &= 3,500 \text{ psi} \\
 E_{ci} &= 115^{1.5} (33\sqrt{3,500}) = 2.41 \times 10^6 \text{ psi} \\
 E_c &= 115^{1.5} (33\sqrt{5,000}) = 2.88 \times 10^6 \text{ psi}
 \end{aligned}$$

ដំណាក់កាលទី ១: ពេលផ្ទេរក្នុងត្រាំង

(a) Elastic shortening:

តាមសម្មតិកម្ម មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ស្ថិតនៅចម្ងាយ $0.40 \times 70 = 28 \text{ ft}$

e នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ $12.98 + 0.8(18.73 - 12.98) = 17.58 \text{ in.}$

ម៉ូម៉ង់ដែលកើតពីបន្ទុកថេរនៅត្រង់ 0.40 នៃល្វែង

$$\begin{aligned}
 M_D &= W_D \frac{X}{2} (L - X) = 491 \left(\frac{28}{2} \right) (70 - 28) \\
 &= 288,708 \text{ ft} - \text{lb} = 3,464,496 \text{ in.} - \text{lb} (391 \text{ kN.m}) \\
 f_{pi} &= 0.70 f_{pu} = 0.70 \times 270,000 = 189,000 \text{ psi}
 \end{aligned}$$

សន្មត់កំហុតបង់ដោយសារ elastic shortening និងកំហុតបង់ដោយសារ steel-relaxation

$\cong 18,000 \text{ psi}$, នោះ net-steel stress $f_{pi} = 189,000 - 18,000 = 171,000 \text{ psi}$ និង

$$\begin{aligned}
 P_i &= A_{ps} f_{pi} = 12 \times 0.153 \times 171,000 = 313,956 \text{ lb} \\
 r^2 &= \frac{I_c}{A_c} = \frac{59,720}{615} = 97.11 \text{ in}^2 \\
 \bar{f}_{cs} &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) + \frac{M_D e}{I_c} \\
 &= -\frac{313,956}{615} \left(1 + \frac{(17.58)^2}{97.11} \right) + \frac{3,464,496 \times 17.58}{59,720} \\
 &= -2,135.2 + 1,019.9 = -1,115.3 \text{ psi} (7.7 \text{ MPa})
 \end{aligned}$$

$$n = \frac{E_{ps}}{E_{ci}} = \frac{28 \times 10^6}{2.41 \times 10^6} = 11.62$$

$$\Delta f_{pES} = n \bar{f}_{cs} = 11.62 \times 1,115.3 = 12,958 \text{ psi} (85.4 \text{ MPa})$$

ប្រសិនបើប្រើ $f_{pi} = 189,000 \text{ psi}$ នោះ net-steel stress

$$f_{pi} = 189,000 - 12,958 = 176,042 \text{ psi}$$

$$\text{និងយើងមាន } \bar{f}_{cs} = -2,315.2 \times \frac{176,042}{171,000} + 1,019.9 = -1,178.3 \text{ psi}$$

$$\Delta f_{pES} = n \bar{f}_{cs} = 11.62 \times 1,178.3 = 13,690 \text{ psi} (94 \text{ MPa})$$

ជាមួយនឹង $12,958 \text{ psi}$ យើងឃើញថាវាមានភាពខុសគ្នាតិចតួចប្រហែល 6% ។ ដូចនេះការសន្មតកំហុសបង់ 10% តាំងពីដំបូង ដោយប៉ាន់ស្មាន $P_i \cong 0.90 P_j$ អាចគ្រប់គ្រាន់ ។

(b) Steel-Stress Relaxation:

$$f_{py} = 230,000 \text{ psi}$$

$$f_{pi} = 189,000 \text{ psi} \text{ (ប្រើតែអាចប្រើ net } f_{pi} = 171,000 \text{ psi)}$$

$$t = 18 \text{ ម៉ោង}$$

$$\begin{aligned} \Delta f_{pR} &= f_{pi} \left(\frac{\log t_2 - \log t_1}{10} \right) \left(\frac{f_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right) \\ &= 189,000 \left(\frac{\log 18}{10} \right) \left(\frac{189,000}{230,000} - 0.55 \right) \\ &= 6,446.9 \text{ psi} \cong 6,447 \text{ psi} \end{aligned}$$

$$\Delta f_{pES} + \Delta f_{pR} = 12,958 + 6,447 = 19,405 \cong 18,000 \text{ psi} \text{ ការសន្មត OK}$$

(c) Creep Loss:

$$\Delta f_{pCR} = 0$$

(d) Shrinkage Loss:

$$\Delta f_{pSH} = 0$$

កំហុសបង់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងដៃកសិករសម្រាប់ដំណាក់កាលទី ១ គឺ

$$\begin{aligned} \Delta f_{pT} &= \Delta f_{pES} + \Delta f_{pR} + \Delta f_{pCR} + \Delta f_{pSH} \\ &= 12,958 + 6,447 + 0 + 0 = 19,405 \text{ psi} (134 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

ក្នុងត្រាំងរបស់ strand f_{pi} នៅចុងនៃដំណាក់កាលទី ១ = $189,000 - 19,405 = 169,595 \text{ psi} (1,169 \text{ MPa})$

ដែលអោយ $P_i = 311,376 \text{ psi}$ ។

ដំណាក់កាលទី ២: ក្រោយពីធ្វើការងារបង្ហើយហើយ គឺនៅពេលបេតុងមានអាយុ 30 ថ្ងៃ

(a) Creep Loss:

$$E_c = 2.88 \times 10^6 \text{ psi}$$

$$E_{ps} = 28 \times 10^6 \text{ psi}$$

$$n = \frac{E_{ps}}{E_c} = \frac{28 \times 10^6}{2.88 \times 10^6} = 9.72$$

$$\bar{f}_{cs} = 1,115.3 \text{ psi}$$

ម៉ូម៉ង់ដែលកើតពីការងារបង្ហើយ 2in.

$$M_{SD} = W_{SD} \left(\frac{x}{2} \right) (L - x) = 250 \left(\frac{28}{2} \right) (70 - 28) \times 12 = 1,764,000 \text{ in} - \text{lb} (199 \text{ kN.m})$$

$$\bar{f}_{csd} = \frac{M_{SD} e}{I_c} = \frac{1,764,000 \times 17.58}{59,720} = 519.3 \text{ psi}$$

ទោះបីជារយៈពេល 30 ថ្ងៃជារយៈពេលខ្លីសម្រាប់ឥទ្ធិពលរយៈពេលវែងក៏ដោយ ក៏គេអាចកែសម្រួលតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលគ្រប់គ្រាន់នៅក្នុងដំណាក់កាលទី ២ ដោយប្រើមេគុណ K_{CR} នៃសមីការ 3.11 ដើម្បីគិតក្នុងដំណាក់កាលទី ៣ ផងដែរ (មើលដំណាក់កាលទី ៣ ការគណនា creep) ។

សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល ប្រើ $K_{CR} = 2.0 \times 80\% = 1.6$ ។ បន្ទាប់មក ពីសមីការ 3.10 កំណត់បង់ប្រែក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលពី creep រយៈពេលយូរគឺ

$$\Delta f_{pCR} = n K_{CR} (\bar{f}_{cs} - \bar{f}_{csd}) = 9.72 \times 1.6 (1,115.3 - 519.3) = 9,269 \text{ psi} (63.3 \text{ MPa})$$

(b) Shrinkage Loss:

សន្ទត់សំណើមបរិយាស (relative humidity) $RH = 70\%$ ។ ពីសមីការ 3.14 កំណត់បង់ប្រែក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលមកពីការរួមមាឌរយៈពេលយូរគឺ

$$\Delta f_{pSH} = 8.2 \cdot 10^{-6} K_{SH} E_{ps} \left(1 - 0.06 \frac{V}{S} \right) (100 - RH)$$

$$\frac{V}{S} = \frac{615}{364} = 1.69$$

$K_{SH} = 1.0$ សម្រាប់ pretensioned member ដូចនេះ

$$\begin{aligned} \Delta f_{pSH} &= 8.2 \cdot 10^{-6} \times 1.0 \times 28 \times 10^6 (1 - 0.06 \times 1.69) (100 - 70) \\ &= 6,190 \text{ psi} (42.7 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

(c) Steel Relaxation Loss នៅអាយុ 30 ថ្ងៃ:

$$t_1 = 18 \text{ ម៉ោង}$$

$$t_2 = 30 \text{ ថ្ងៃ} = 30 \times 24 = 720 \text{ ម៉ោង}$$

$$f_{pe} = 169,595 \text{ psi បានពីដំណាក់កាលទី ១}$$

$$\Delta f_{pR} = 169,595 \left(\frac{\log 720 - \log 18}{10} \right) \left(\frac{169,595}{230,000} - 0.55 \right) = 5,091 \text{ psi} (35.1 \text{ MPa})$$

កំហាតបង់សរុបនៅក្នុងដំណាក់កាលទី ២ គឺ

$$\Delta f_{pT} = \Delta f_{pCR} + \Delta f_{pSH} + \Delta f_{pR} = 9,269 + 6,190 + 5,091 = 20,550 \text{ psi} (142 \text{ MPa})$$

ការកើនឡើងក្នុងត្រាំងនៅក្នុង strand បណ្តាលមកពីការងារបង្ហើយគឺ

$$f_{SD} = n \bar{f}_{csd} = 9.72 \times 519.3 = 5,048 \text{ psi} (34.8 \text{ MPa})$$

ដូចនេះ ក្នុងត្រាំងនៅក្នុង strand នៅចុងបញ្ចប់នៃដំណាក់កាលទី ២ គឺ

$$f_{pe} = f_{ps} - \Delta f_{pT} + f_{SD} = 169,595 - 20,550 + 5,048 = 154,093 \text{ psi} (1,062 \text{ MPa})$$

ដំណាក់កាលទី ៣: ក្រោយអាយុបានពីរឆ្នាំ

សន្មតថាតម្លៃរបស់ creep រយៈពេលយូរ និង shrinkage រយៈពេលយូរដែលបានកំណត់នៅក្នុងដំណាក់កាលទី២ មិនកើនឡើងច្រើនគួរអោយកត់សំគាល់ទេ ដោយសារការប្រើតម្លៃរយៈពេលយូររបស់ K_{CR} និង

K_{SH} ។ ដូចនេះ

$$f_{pe} = 154,093 \text{ psi} (1,066 \text{ MPa})$$

$$t_1 = 30 \text{ ថ្ងៃ} = 720 \text{ ម៉ោង}$$

$$t_2 = 2 \text{ ឆ្នាំ} = 2 \times 365 \times 24 = 17,520 \text{ ម៉ោង}$$

កំហាតបង់ក្នុងត្រាំងដោយសារ steel relaxation គឺ

$$\Delta f_{pR} = 154,093 \left(\frac{\log 17,520 - \log 720}{10} \right) \left(\frac{154,093}{230,000} - 0.55 \right) = 2,563 \text{ psi} (17.7 \text{ MPa})$$

ដូចនេះក្នុងត្រាំងនៅក្នុង strand f_{pe} នៅចុងបញ្ចប់នៃដំណាក់កាលទី ៣ គឺ

$$f_{pe} \cong 154,093 - 2,563 = 151,530 \text{ psi} (1,033 \text{ MPa})$$

Summary of Stresses

Stress level at various stages	Steel stress, psi	Percent
After tensioning ($0.70 f_{pu}$)	189,000	100.0
Elastic shortening loss	-12,958	-6.9
Creep loss	-9,269	-4.9
Shrinkage loss	-6,190	-3.3
Relaxation loss ($6,447 + 5,091 + 2,563$)	-14,101	-7.5
Increase due to topping	5,048	2.7
Final net stress f_{pe}	151,530 psi (1,045 MPa)	80.1

ភាគរយនៃកំហាតបង់សរុប $= 100 - 80.1 = 19.9\%$ ឬ 20% សម្រាប់ pretensioned beam ។

៣.១០. ការគណនាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងផ្ទៃមេរប្រកុងត្រាំងជាក្រោយ

Step-by-Step Computation of All Time-Dependent Losses in a Post-Tensioned Member

ឧទាហរណ៍ ៣.៩: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៣.៨ ដោយសន្មតថាផ្ទៃមេរប្រកុងត្រាំងជាក្រោយ ។ សន្មតថាកំហាតបង់ដោយសារ anchorage seating គឺ $1/4in$ ហើយ strand ទាំងអស់ត្រូវបានទាញក្នុងពេលជាមួយគ្នា នៅក្នុង flexible duct ។ លើសពីនេះសន្មតថាកម្លាំង jacking សរុបមុនពេលកើតមានកំហាតបង់ដោយសារកម្លាំងកកិត និង anchorage seating គឺ $f_{pi} = 189,000 psi$ ($f_{pJ} = f_{pi}$ សម្រាប់សមីការ 3.1d សម្រាប់ករណីនេះ) ។

ដំណោះស្រាយ:

(a) Anchorage seating loss

$$\Delta_A = \frac{1}{4} = 0.25" \quad L = 70 ft$$

ពីសមីការ 3.24 កំហាតបង់ដោយសារការរអិល anchorage គឺ

$$\Delta f_{pA} = \frac{\Delta_A}{L} E_{ps} = \frac{0.25}{70 \times 12} \times 28 \cdot 10^6 \cong 8,333 psi (40.2 MPa)$$

(b) Elastic shortening

ដោយសារដែកប្រកុងត្រាំងទាំងអស់ត្រូវបានទាញក្នុងពេលជាមួយគ្នា ដូចនេះ elastic shortening មិនត្រូវបានគិតក្នុងអំឡុងពេលទាញទេ ។ ជាលទ្ធផល គ្មានកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងដោយសារ elastic shortening នៅក្នុង tendon ទេ ។ ដូចនេះ $\Delta f_{pES} = 0$ ។

(c) Friction loss

សន្មតថារាងប៉ារ៉ាបូលរបស់ tendon ប្រហាក់ប្រហែលនឹងធ្នូរបស់រង្វង់ ។ ពីសមីការ 3.23

$$\alpha = \frac{8y}{x} = \frac{8(18.73 - 12.98)}{70 \times 12} = 0.0548 \text{ រ៉ាដ្យង់}$$

ពីតារាង ៣.៧ យក $K = 0.001$ និង $\mu = 0.25$ ។ បន្ទាប់មក ពីឧទាហរណ៍ ៣.៨

$$f_{pi} = 189,000 psi (1,303 MPa)$$

ពីសមីការ 3.22 កំហាតបង់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងដែកប្រកុងត្រាំងដោយសារកម្លាំងកកិតគឺ

$$\begin{aligned} \Delta f_{pF} &= f_{pi} (\mu \alpha + KL) \\ &= 189,000 (0.25 \times 0.0548 + 0.001 \times 70) \end{aligned}$$

$$= 15,819 \text{ psi} (109 \text{ MPa})$$

ក្នុងត្រាំងដែលនៅសល់នៅក្នុងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងក្រោយពីកំហាតបង់ទាំងអស់គឺ

$$f_{pi} = 189,000 - 8,333 - 0 - 15,819 = 164,848 \text{ psi} (1,136 \text{ MPa})$$

ដូចនេះ net prestressing force គឺ

$$P_i = 164,848 \times 12 \times 0.153 = 296,762 \text{ lb}$$

ដែល $P_i = 311,376 \text{ lb}$ សម្រាប់ករណី pretensioned នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៣.៨ ។

ដំណាក់កាលទី ១: ក្នុងត្រាំងនៅពេលផ្ទុក

(a) Anchorage Seating Loss

$$\text{កំហាតបង់} = 8,333 \text{ psi}$$

$$\text{net stress} = 164,848 \text{ psi}$$

(b) Relaxation Loss

$$\Delta f_{pR} = 164,848 \left(\frac{\log 18}{10} \right) \left(\frac{164,848}{230,000} - 0.55 \right)$$

$$\cong 3,450 \text{ psi} (23.8 \text{ MPa})$$

(c) Creep Loss

$$\Delta f_{pCR} = 0$$

(d) Shrinkage Loss

$$\Delta f_{pSH} = 0$$

ដូចនេះក្នុងត្រាំងនៅក្នុង tendon f_{pi} នៅចុងបញ្ចប់នៃដំណាក់កាលទី ១ គឺ

$$f_{pi} = 164,848 - 3,450 = 161,398 \text{ psi} (1,113 \text{ MPa})$$

ដំណាក់កាលទី ២: ក្រោយពីធ្វើការងារបង្ហើយហើយ គឺនៅពេលបេតុងមានអាយុ 30 ថ្ងៃ

(a) Creep Loss

$$P_i = 161,398 \times 12 \times 0.153 = 296,327 \text{ lb}$$

$$\bar{f}_{cs} = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) + \frac{M_{De}}{I_c}$$

$$= -\frac{296,327}{615} \left(1 + \frac{17.58^2}{97.11} \right) + \frac{3,464,496 \times 17.58}{59,720}$$

$$= -2,016.20 + 1,020.00 = 996.2 \text{ psi} (6.94 \text{ MPa})$$

ដូចនេះ creep loss គឺ

$$\begin{aligned}\Delta f_{pCR} &= nK_{CR}(\bar{f}_{cs} - \bar{f}_{csd}) \\ &= 9.72 \times 1.6(996.2 - 519.3) \cong 7,417 \text{ psi}(51.2 \text{ MPa})\end{aligned}$$

(b) Shrinkage Loss

ពីឧទាហរណ៍ ៣.៨ និងពីតារាង ៣.៦ $K_{SH} = 0.58$ នៅអាយុ 30 ថ្ងៃ នោះ

$$\Delta f_{pSH} = 6,190 \times 0.58 = 3,590 \text{ psi}(24.8 \text{ MPa})$$

(c) Steel Relaxation Loss នៅអាយុ 30 ថ្ងៃ

$$f_{pe} = 161,398 \text{ psi}$$

Relaxation loss ក្លាយជា

$$\begin{aligned}\Delta f_{pR} &= 161,398 \left(\frac{\log 720 - \log 18}{10} \right) \left(\frac{161,398}{230,000} - 0.55 \right) \\ &\cong 3,923 \text{ psi}(27.0 \text{ MPa})\end{aligned}$$

កំហាតបង់ក្នុងត្រាំងសរុបនៅក្នុងដំណាក់កាលទី ២ គឺ

$$\begin{aligned}\Delta f_{pT} &= \Delta f_{pCR} + \Delta f_{pSH} + \Delta f_{pR} \\ &= 7,417 + 3,590 + 3,923 = 14,930 \text{ psi}(103.0 \text{ MPa})\end{aligned}$$

ពីឧទាហរណ៍ ៣.៨ ការកើនឡើងក្នុងត្រាំងនៅក្នុង strand ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកបន្ថែមរបស់ការងារបង្ហើយគឺ $f_{SD} = 5,048 \text{ psi}(34.8 \text{ MPa})$ ។ ដូចនេះ strand stress នៅចុងបញ្ចប់របស់ដំណាក់កាលទី ២ គឺ

$$f_{pe} = f_{ps} - \Delta f_{pT} + f_{SD} = 161,398 - 14,930 + 5,048 = 151,516 \text{ psi}(1,045 \text{ MPa})$$

ដំណាក់កាលទី ៣: ក្រោយអាយុបានពីរឆ្នាំ

$$f_{pe} = 151,516 \text{ psi}$$

$$t_1 = 720 \text{ ម៉ោង}$$

$$t_2 = 17,520 \text{ ម៉ោង}$$

កំហាតបង់ក្នុងត្រាំងដោយសារ steel relaxation គឺ

$$\begin{aligned}\Delta f_{pR} &= 151,516 \left(\frac{\log 17,520 - \log 720}{10} \right) \left(\frac{151,516}{230,000} - 0.55 \right) \\ &\cong 2,284 \text{ psi}(15.8 \text{ MPa})\end{aligned}$$

ដោយប្រើការសន្មត់ដូចគ្នានឹងឧទាហរណ៍ ៣.៨ សម្រាប់ creep និង shrinkage, ក្នុងត្រាំងនៅក្នុង tendon f_{pe} នៅចុងបញ្ចប់នៃដំណាក់កាលទី ៣ មានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលនឹង

$$f_{pe} = 151,516 - 2,284 = 149,232 \text{ psi}(1,029 \text{ MPa})$$

Summary of Stresses

Stress level at various stages	Steel stress psi	Percent
After tensioning ($0.70f_{pu}$)	189,000	100.0
Elastic shortening loss	0	0.0
Anchorage loss*	-8,333	-4.4
Frictional loss*	-15,819	-8.4
Creep loss	-7,417	-3.9
Shrinkage loss	-3,590	-1.9
Relaxation loss ($3,450 + 3,923 + 2,284$)	-9,657	-5.1
Increase due to topping	+5,048	+2.7
Final net stress f_{pe}	149,232	79.0
Percentage of total losses = $100 - 79.0 = 21.0\%$ beam.		

*Frictional and anchorage seating losses are included in this table since the total jacking stress is given as 189,000 psi; otherwise the tendons would have to be jacked an additional stress of such a magnitude as to neutralize the frictional and anchorage seating losses.

៣.១១. ការគណនាកំហាតបង់ក្នុងត្រាំងតាមវិធីផលបូកសរុប

Lump-Sum Computation of Time-Dependent Losses in Prestress

ឧទាហរណ៍ ៣.១០: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៣.៨ និង ៣.៩ ដោយ approximate lump-sum method

និងប្រៀបធៀបលទ្ធផលរបស់វា ។

ដំណោះស្រាយ:

ពីតារាង ៣.១ កំហាតបង់សរុបសម្រាប់ឧទាហរណ៍ ៣.៨ តាម lump-sum method គឺ

$$\Delta f_{pT} = 45,000 \text{ psi}(310 \text{ MPa})$$

ដូចនេះ net final strand stress គឺ

$$f_{pe} = 189,000 - 45,000 = 144,000 \text{ psi}(993 \text{ MPa})$$

$$\text{តម្លៃរបស់ } f_{pe} \text{ ដែលគណនាជាជំហានៗ} = 151,530 \text{ psi}$$

$$\text{ភាគរយខុសគ្នា} = \frac{151,530 - 144,000}{189,000} = 3.9\%$$

ពីតារាង ៣.២ កំហាតបង់សរុបសម្រាប់ឧទាហរណ៍ ៣.៩ តាម lump-sum method គឺ

$$\Delta f_{pT} = 35,000 \text{ psi}(241 \text{ MPa})$$

ដូចនេះ net final strand stress គឺ

$$f_{pe} = 189,000 - 35,000 = 154,000 \text{ psi} (1,062 \text{ MPa})$$

$$\text{តម្លៃរបស់ } f_{pe} \text{ ដែលគណនាជាជំហានៗ} = 149,232 \text{ psi}$$

$$\text{ភាគរយខុសគ្នា} = \frac{154,000 - 149,232}{189,000} = 2.5\%$$

យើងឃើញថា ភាពខុសគ្នារវាងវិធីដែលគណនាជាកំណែ (គណនាជាជំហានៗ) និង approximate lump-sum method មានតម្លៃតូច ដែលបញ្ជាក់ថាសម្រាប់ករណីស្តង់ដារ និងធម្មតាគេអាចប្រើវិធីទាំងពីរនេះជំនួសគ្នាបាន។

ចំណោទ

3.1. ផ្ទៃមេសាមញ្ញរងប្រកុងត្រាំងជាមុនមានប្រវែងល្វែង $75\text{ ft}(22.9\text{ m})$ ហើយមុខកាត់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត P.3.1 ។ ផ្ទៃនេះរងអំពើបន្ទុកអថេរពង្រាយស្មើ $W_L = 1,200\text{ plf}(17.5\text{ kN/m})$ បន្ថែមពីលើទម្ងន់ផ្ទាល់របស់វា ហើយវារងប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹង stress-relieved seven-wire strands អង្កត់ផ្ចិត $0.5\text{ in.}(12.7\text{ mm})$ ចំនួន 20 សរសៃ ។ គណនាកំហាតបង់ប្រកុងត្រាំងសរុបដោយ step-by-step method និងប្រៀបធៀបវាជាមួយនឹងតម្លៃដែលទទួលបានដោយ lump-sum method ។ ខាងក្រោមជាសម្មតិកម្មដែលគេអោយ

$$f'_c = 6,000\text{ psi}(41.4\text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 4,500\text{ psi}(31\text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000\text{ psi}(1,862\text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 0.70 f_{pu}$$

រយៈពេល relaxation $t = 5$ ឆ្នាំ

$$e_c = 19\text{ in.}(483\text{ mm})$$

Relative humidity $RH = 75\%$

$$V/S = 3.0\text{ in.}(7.62\text{ cm})$$

សន្ទត់ $SD = 30\%LL$

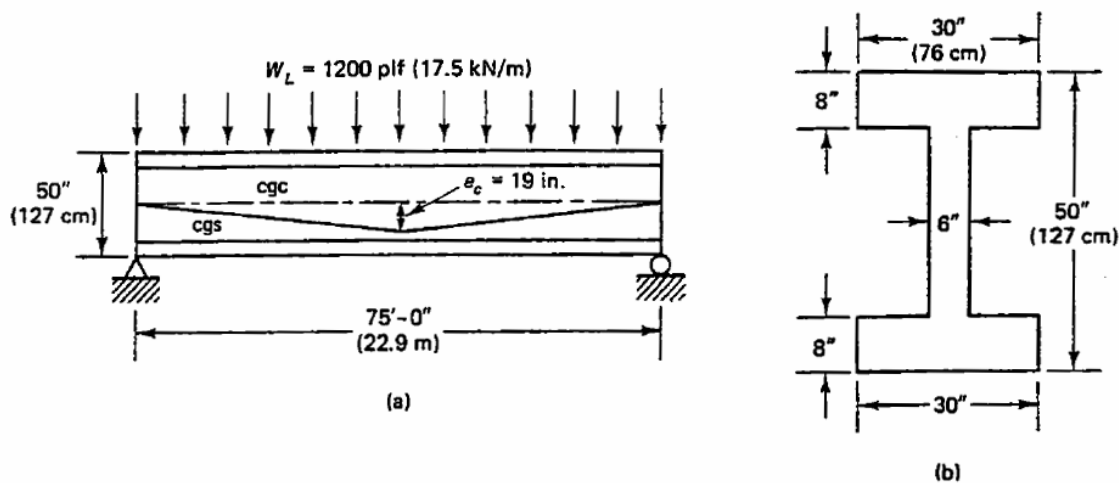


Figure P3.1 (a) Elevation. (b) Section.

3.2. គណនាដោយ step-by-step method ដែលមានលក្ខណៈសំខាន់ នូវកំហាតបង់ប្រកុងត្រាំងនៃផ្ទៃអក្សរ T ខ្ទប់ស្នាមធំ $10\text{ ft}(3.28\text{ m})$ នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១.១ ដែលមានប្រវែងល្វែង $64\text{ ft}(19.5\text{ m})$ សម្រាប់រយៈពេល relaxation ៧ ឆ្នាំ ។ ប្រើ $RH = 70\%$ និង $V/S = 3.5\text{ in.}(8.9\text{ cm})$ ហើយដោះស្រាយសម្រាប់កំហាតបង់ប្រកុងត្រាំង

ជាមុន និងរងកុងត្រាំងជាក្រោយ ។ សន្ទត់ $SD = 30\%LL$ ។ នៅក្នុងករណីរងប្រែកុងត្រាំងជាក្រោយ សន្ទត់ថាកុងត្រាំង jacking សរុប មុនពេលកំហាតបង់ដោយសារកកិត និងដោយសារ anchorage seating គឺ $189,000\text{ psi}$ ។

3.3. គណនាដោយ step-by-step method ដែលមានលក្ខណៈលំអិត នូវកំហាតបង់ប្រែកុងត្រាំងនៃ deep beam របស់ស្តង់ដារ វៀងឡឺ ដែលប្រើនៅក្នុងចំណោម 1.1 ផ្ទឹមនេះមានកម្ពស់ $36\text{ in.}(91.4\text{ cm})$ ។ ផ្ទឹមនេះមានប្រវែង ល្វែង $34\text{ ft}(10.4\text{ m})$ សម្រាប់ករណីរងប្រែកុងត្រាំងជាមុន និងរងប្រែកុងត្រាំងជាក្រោយ ។ ប្រើទិន្នន័យទាំងអស់ នៅក្នុងចំណោម 1.1. ដើម្បីដោះស្រាយចំណោមនេះ និងសន្ទត់ថា relative humidity $RH = 70\%$ ហើយផលធៀបមាឌលើក្រឡាផ្ទៃ $V/S = 3.2$ ។ កំណត់ steel relaxation losses នៅចុងឆ្នាំទីមួយបន្ទាប់ពីដំឡើងរួច និងនៅចុងឆ្នាំទីបួន ។

3.4. គណនាដោយ step-by-step method ដែលមានលក្ខណៈលំអិត នូវកំហាតបង់ប្រែកុងត្រាំងរបស់ផ្ទឹមទម្រង់ សាមញ្ញអក្សរ T ខ្ទប់ នៃឧទាហរណ៍ ៣.៩ ប្រសិនបើវារងប្រែកុងត្រាំងជាក្រោយដោយប្រើ flexible duct សម្រាប់ tendon ។ សន្ទត់ថា tendon មានគន្លងប៉ារ៉ាបូល ។ ហើយសន្ទត់ថា tendon ទាំងអស់ត្រូវបានទាញក្នុងពេលដំណាលគ្នា ហើយ anchorage រអិល $\Delta_A = 3/8\text{ in.}(9.5\text{ mm})$ ។ ទិន្នន័យទាំងអស់ ដូចគ្នានឹងទិន្នន័យនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៣.៨ ។ មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ស្ថិតនៅចម្ងាយ 0.4 ដងនៃប្រវែងល្វែងពីផ្ទៃបស់ទម្រ ។

IV. ការគណនាមុខកាត់អង្កត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងរងការពត់

Flexural Design of Prestressed Concrete Elements

៤.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

ក្នុងត្រាំងពត់ជាលទ្ធផលនៃបន្ទុកខាងក្រៅ និងម៉ូម៉ង់ពត់។ ក្នុងករណីជាច្រើន វាជាអ្នកកំណត់ក្នុងការជ្រើសរើសទំហំធរណីមាត្ររបស់បេតុងប្រេកុងត្រាំងដោយមិនគិតថាវារងការទាញជាមុន (pretensioned) ឬរងការទាញជាក្រោយ (post-tensioned) ទេ។ ដំណើរការគណនាចាប់ផ្តើមជាមួយនឹងការជ្រើសរើសមុខកាត់បឋម និងដោយការសាកល្បង និងការកែតម្រូវគេនឹងទទួលបានមុខកាត់ចុងក្រោយជាមួយនឹងទំហំលំអិតរបស់មុខកាត់ហើយនឹងទំហំ និងគន្លងរបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង។ មុខកាត់ត្រូវបំពេញនូវការកំណត់របស់ក្នុងត្រាំងពត់ដែលត្រូវការរបស់បេតុង និងដែក។ បន្ទាប់ពីនេះ វាត្រូវបានគេវិភាគ និងបំពេញកត្តាមួយចំនួនទៀតដូចជា លទ្ធភាពរងការកាត់ លទ្ធភាពរងការរមួល ភាពងាប់ និងស្នាមប្រេះ។

ដោយសារទិន្នន័យសម្រាប់ការវិភាគខុសគ្នាពីទិន្នន័យដែលចាំបាច់សម្រាប់ការគណនា ការគណនាទាំងអស់ជាការវិភាគ។ ដំបូងគេសន្មត់លក្ខណៈមុខកាត់ធរណីមាត្រដែលត្រូវរងប្រេកុងត្រាំង និងបន្ទាប់មកគេចាប់ផ្តើមកំណត់ថាតើមុខកាត់អាចរងកម្លាំងប្រេកុងត្រាំង និងកម្លាំងអនុវត្តន៍ខាងក្រៅបានដោយសុវត្ថិភាពឬក៏អត់។ ដូចនេះយើង ត្រូវយល់ពីគោលការណ៍មូលដ្ឋាននៃការវិភាគ និងការគណនាមុខកាត់ដែលមានលក្ខណៈសម្រួលយ៉ាងខ្លាំងដែលបានណែនាំក្នុងមេរៀននេះ។ ដូចបានឃើញពីជំពូកទី១ លក្ខណៈមេកានិចមូលដ្ឋានរបស់សម្ភារៈ គោលការណ៍លំនឹងរបស់ ម៉ូម៉ង់ couple ខាងក្នុង និងគោលការណ៍អេឡាស្ទិចនៃតម្រូវផល (superposition) ត្រូវបានគេប្រើនៅគ្រប់ដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុក។

គេគណនាមុខកាត់បេតុងអារម្មើរក្នុងត្រាំងពត់តែក្នុងស្ថានភាពកំណត់នៃក្នុងត្រាំងនៅពេលបាក់សម្រាប់មុខកាត់ដែលជ្រើសរើស ប្រសិនបើវាបំពេញនូវតម្រូវការដទៃទៀតដូចជា serviceability, លទ្ធភាពក្នុងការកាត់, និងភាពស្ថិតរវាងបេតុង និងដែក។ ប៉ុន្តែ ក្នុងការគណនាអង្កត់បេតុងប្រេកុងត្រាំង គេចាំបាច់ត្រូវធ្វើការត្រួតពិនិត្យបន្ថែមទៀតនៅពេលផ្ទេរកម្លាំង (ក្នុងត្រាំង) និងស្ថានភាពកំណត់នៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ ក៏ដូចជាស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់។ ការត្រួតពិនិត្យទាំងនេះមានសារៈសំខាន់សម្រាប់ធានាថា ស្នាមប្រេះដោយសារបន្ទុកធ្វើការអាចចោលបាន ហើយគេអាចគ្រប់គ្រងបាននូវឥទ្ធិពលរយៈពេលយូររបស់ភាពងាប់ និងភាពកោង។

គេប្រើសញ្ញាដកដើម្បីសំគាល់ក្នុងត្រាំងសង្កត់ ហើយគេប្រើសញ្ញាបូកដើម្បីសំគាល់ក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុងមុខកាត់បេតុង។ រាងកោង (convex or hogging shape) របស់អង្កត់បង្ហាញម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមាន ហើយរាងផត (concave or sagging) បង្ហាញម៉ូម៉ង់វិជ្ជមាន ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.១ ។

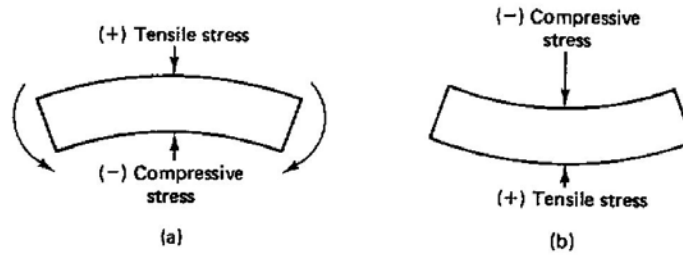


Figure 4.1 Sign convention for flexure stress and bending moment. (a) Negative bending moment. (b) Positive bending moment.

មិនដូចគ្នានឹងករណីអង្កត់បេតុងអារម៉េ ក្នុងត្រាំងរបស់បេតុងប្រែប្រួលទៅតាមដំណាក់កាលផ្សេងៗនៃការដាក់បន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរ ។ ខាងក្រោមជាការសង្ខេបនៃការដាក់បន្ទុកទាំងនេះ៖

- ក្រោយពេលអនុវត្តកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម P_i កម្លាំងនេះត្រូវបានផ្ទេរពីកាបប្រែក្នុងត្រាំងទៅបេតុង ។
- ទម្ងន់ផ្ទាល់ទាំងអស់ W_D មានអំពើទៅលើអង្កត់រួមជាមួយនឹងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម ប្រសិនបើអង្កត់នោះទ្រដោយទម្រសាមញ្ញ (វាមិនមានទម្រនៅកណ្តាលឡើយ) ។
- បន្ទុកថេរបន្ថែមទាំងអស់ W_{SD} ដោយរួមទាំង topping សម្រាប់ composite action ត្រូវបានអនុវត្តទៅលើអង្កត់ ។
- កំហុតបង់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងរយៈពេលខ្លីបំផុតកើតមាន ដែលនាំអោយមានការកាត់បន្ថយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_{e0} ។
- អង្កត់រងនូវបន្ទុកធ្វើការពេញលេញជាមួយនឹងកំហុតបង់រយៈពេលយូរដែលបណ្តាលមកពី creep, shrinkage និង stand relaxation ដែលនាំទៅដល់ net prestressing force P_e ។
- បន្ទុកលើសដែលមានអំពើលើអង្កត់កើតមានក្រោមលក្ខខណ្ឌខ្លះដែលនាំដល់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ ។

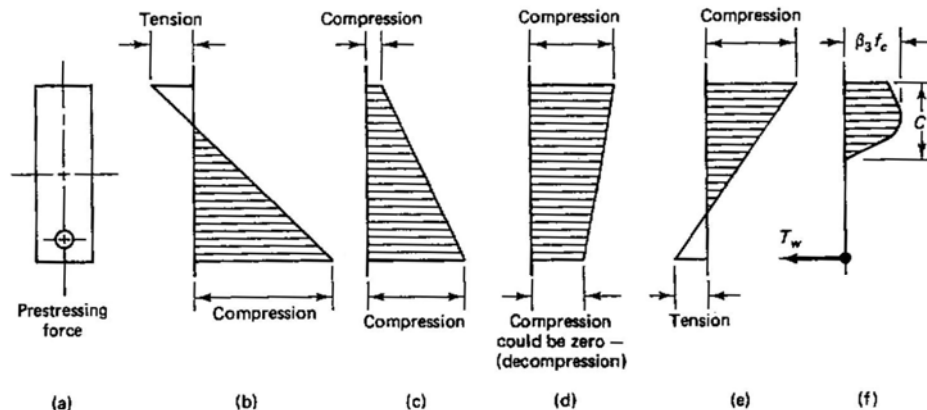


Figure 4.2 Flexural stress distribution throughout loading history. (a) Beam section. (b) Initial prestressing stage. (c) Self-weight and effective prestress. (d) Full dead load plus effective prestress. (e) Full service load plus effective prestress. (f) Limit state of stress at ultimate load for underreinforced beam.

រូបទី ៤.២ បង្ហាញពីជំហាននៃការដាក់បន្ទុក និងការពង្រាយក្នុងត្រាំងលើមុខកាត់ដែលត្រូវនឹងការដាក់បន្ទុកតាមជំហាននីមួយៗ។ ហើយរូបទី ៤.៣ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងកំហូចទ្រង់ទ្រាយ (កោង ឬផត) សម្រាប់ការដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកតាំងពីពេលទទួលបានឥទ្ធិពលនៃទម្ងន់ផ្ទាល់រហូតដល់ពេលបាក់។

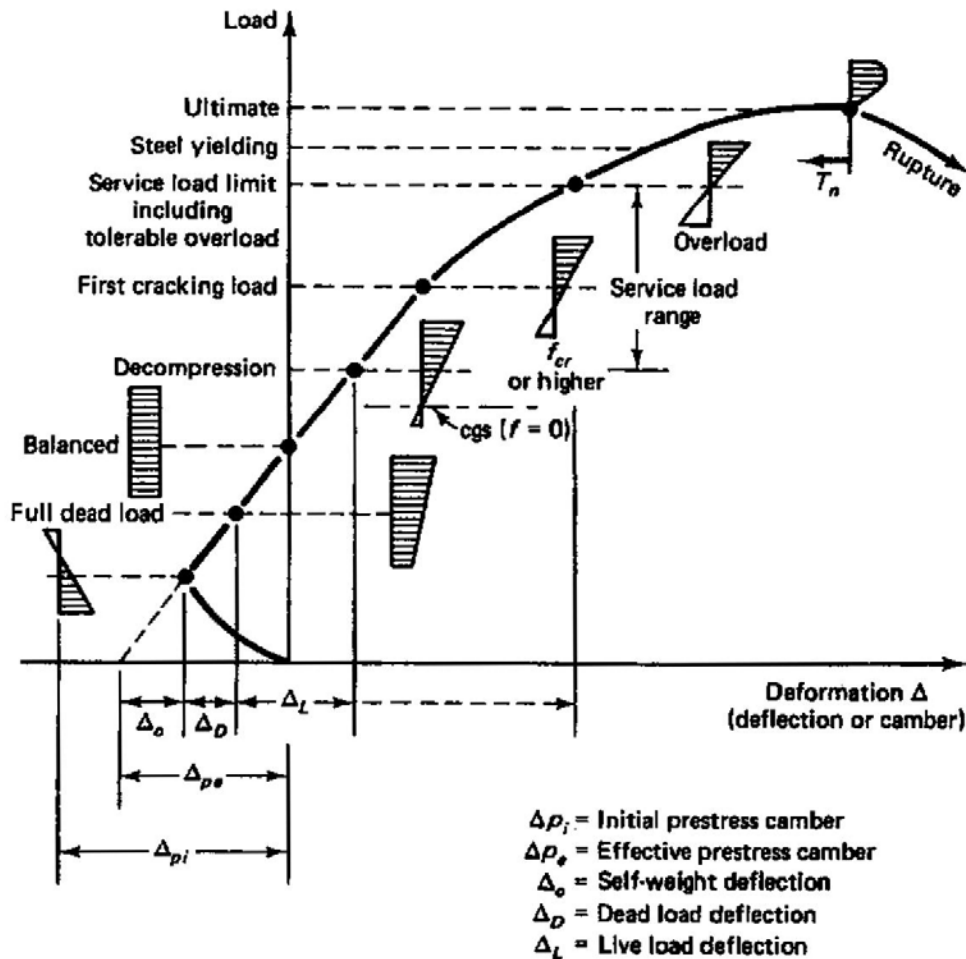


Figure 4.3 Load-deformation curve of typical prestressed beam.

៤.២. ការជ្រើសរើសលក្ខណៈធរណីមាត្រនៃមុខកាត់

Selection of Geometrical Properties of Section Components

៤.២.ក. គោលការណ៍ណែនាំទូទៅ (General Guideline)

ក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្តការ ធ្វើត្រូវបានសន្មតថាជាប្រភេទសាមញ្ញ (homogenous) និងអេឡាស្ទិច ។
ហើយគេសន្មត (ដោយសារការរំពឹងទុក) ថាកម្លាំងសង្កត់ប្រកបត្រាងដែលបញ្ជូនទៅបេតុងស្ទើរធ្វើអោយសរសៃ

រងការទាញរបស់ផ្ទៃកើតមានស្នាមប្រេះ ដូចនេះគេចាត់ទុកមុខកាត់ផ្ទៃជាមុខកាត់គ្មានស្នាមប្រេះ (uncracked section) ។ ការវិភាគក្នុងត្រាំងរបស់ផ្ទៃប្រកបត្រាំងក្រោមលក្ខខណ្ឌទាំងនេះមិនខុសគ្នាពីការវិភាគក្នុងត្រាំងរបស់ផ្ទៃដែក (ដែលកាន់តែច្បាស់ជាងនេះ គឺ beam-column) ។ វាតែងតែមានកម្លាំងតាមអ័ក្សដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រកបត្រាំងទោះបីជាមាន ឬគ្មានម៉ូម៉ង់ពន្លឺដែលបណ្តាលពីបន្ទុកផ្ទាល់ ឬបន្ទុកខាងក្រៅដទៃទៀតក៏ដោយ ។

ដូចបានឃើញនៅក្នុងជំពូក១ វាជាការប្រសើរដែលគន្លងរបស់ដែកប្រកបត្រាំងចាកផ្ចិតនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ ដូចជាមុខកាត់កណ្តាលល្វែងសម្រាប់ផ្ទៃទម្រសាមញ្ញ និងមុខកាត់លើទម្រសម្រាប់ផ្ទៃជាប់ ។ ប្រសិនបើគេធ្វើការប្រៀបធៀបរវាងមុខកាត់ចតុកោណ មុខកាត់ដែលមានស្នាមមិនស៊ីមេទ្រីមានប្រសិទ្ធភាពជាងដោយការប្រើប្រាស់បេតុង និងការប្រមូលផ្តុំបេតុងនៅក្នុងតំបន់សង្កត់នៃមុខកាត់ដែលគេត្រូវការជាងគេ ។

៤.២.២. ម៉ូឌុលមុខកាត់អប្បបរមា Minimum Section Modulus

ដើម្បីគណនា និងជ្រើសរើសមុខកាត់ ជាដំបូងគេត្រូវកំណត់ម៉ូឌុលមុខកាត់ដែលត្រូវការ S_b និង S^t ។ ប្រសិនបើ:

$$f_{ci} = \text{ក្នុងត្រាំងសង្កត់អនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងបេតុងក្រោយពេលផ្ទេរភ្លាមៗ មុននឹងមានកំហុសបង់} \\ = 0.60 f'_{ci}$$

$$f_{ti} = \text{ក្នុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងបេតុងក្រោយពេលផ្ទេរភ្លាមៗ មុននឹងមានកំហុសបង់} \\ = 3\sqrt{f'_{ci}} \text{ psi } (0.25\sqrt{f'_{ci}} \text{ MPa}) \quad (\text{គេអាចបង្កើនតម្លៃនេះដល់ } 6\sqrt{f'_{ci}} \text{ psi } (0.5\sqrt{f'_{ci}} \text{ MPa}) \\ \text{នៅត្រង់ទម្រសម្រាប់អង្កត់ទម្រសមញ្ញ})$$

$$f_c = \text{ក្នុងត្រាំងសង្កត់អនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងបេតុងក្រោយពេលផ្ទេរនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ} \\ = 0.45 f'_c \text{ ឬ } 0.60 f'_c \text{ នៅពេលអនុញ្ញាតដោយកូដ}$$

$$f_t = \text{ក្នុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងបេតុងក្រោយពេលផ្ទេរនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ} \\ = 6\sqrt{f'_{ci}} \text{ psi } (0.5\sqrt{f'_{ci}} \text{ MPa}) \quad (\text{គេអាចបង្កើនតម្លៃនេះដល់ } 12\sqrt{f'_{ci}} \text{ psi } (\sqrt{f'_{ci}} \text{ MPa}) \text{ នៅ} \\ \text{ក្នុងប្រព័ន្ធមួយទិស ប្រសិនបើគេត្រូវការគណនាភាពងាយរងរលួយ})$$

ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅជាក់ស្តែងនៅក្នុងបេតុងមិនអាចធំជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតដែលបានរៀបរាប់ខាងលើឡើយ ។

ដោយប្រើមុខកាត់មិនស៊ីមេទ្រីអត់ប្រេះ ការសង្ខេបនៃសមីការក្នុងត្រាំងដែលបានពិចារណា ១.៣ សម្រាប់ដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកផ្សេងៗមានដូចខាងក្រោម:

ក្នុងត្រាំងនៅពេលផ្ទេរ Stress at Transfer

$$f^t = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \leq f_{ti} \quad (4.1a)$$

$$f_b = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \leq f_{ci} \quad (4.1b)$$

ដែល P_i ជាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម ។ គេគួរប្រើបង្អួចកម្លាំងដេករបស់ P_i ដើម្បីទទួលបានតម្លៃកាន់តែសុក្រិតជាង ។
តែសម្រាប់ការអនុវត្តទាំងអស់គេមិនបានគិតដល់ភាពប្រសើរនេះទេ ។

ក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយកំហុសបង់ *Effective Stress after Losses*

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \leq f_t \quad (4.2a)$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \leq f_c \quad (4.2b)$$

ក្នុងត្រាំងនៃបន្ទុកធ្វើការចុងក្រោយ *Service-load Final Stresses*

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S^t} \leq f_c \quad (4.3a)$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_b} \leq f_t \quad (4.3b)$$

ដែល $M_T = M_D + M_{SD} + M_L$

P_i = កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម

P_e = កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលខាតបង់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង

t តំណាងអោយសរសៃខាងលើ និង b តំណាងអោយសរសៃខាងក្រោម

e = ចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon ពីទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់បេតុង cgc (center of gravity of concrete section)

r^2 = ការេនៃកាំនិចលភាព

S^t / S_b = ម៉ូឌុលមុខកាត់សរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់មុខកាត់បេតុង

ដំណាក់កាលនៃការចុះថយកម្លាំងសង្កត់ (decompression) បង្ហាញការកើនឡើងបម្រែបម្រួលរាងធ្វើបរបស់ដែកដែលបណ្តាលពីការកើនឡើងរបស់បន្ទុក តាំងពីដំណាក់កាលដែលកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e ធ្វើអំពើតែឯកឯងរហូតដល់ ដំណាក់កាលដែលបន្ទុកបន្ថែមធ្វើអោយក្នុងត្រាំងសង្កត់របស់បេតុងនៅត្រង់នីមួយៗ cgs កាត់បន្ថយដល់សូន្យ (មើលរូបទី ៤.៣) ។ នៅត្រង់ដំណាក់កាលនេះ បម្រែបម្រួលក្នុងត្រាំងបេតុងដែលបណ្តាលពី decompression គឺ

$$f_{decomp} = \frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) \quad (4.3c)$$

ទំនាក់ទំនងនេះឈរលើការសន្មតថាបម្រែបម្រួលរាងឆ្មៀប (strain) របស់បេតុង និងដែកប្រេកុងត្រាំងដែលស្ថិតជាប់ទៅនឹងបេតុងក្បែរធ្វើអោយការកើនឡើងនៃកុងត្រាំងដែកស្មើនឹងការថយចុះនៃកុងត្រាំងបេតុង ។

៤.២.២.1. ធ្នឹមដែលមានចំណាកផ្ចិតដែកប្រេកុងត្រាំងប្រែប្រួល

Beam with Variable Tendon Eccentricity

ធ្នឹមរងនូវកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងជាមួយនឹង tendon ដែល harped ឬ draped ។ ជាទូទៅចំណាកផ្ចិតអតិបរមាតែងតែស្ថិតនៅត្រង់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងសម្រាប់ករណីធ្នឹមទម្រង់សាមញ្ញ ។

ដោយសន្មតថាកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពគឺ

$$P_e = \gamma P_i$$

ដែល γ ជាផលធៀបកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងដែលនៅសល់ (residual prestress ratio) កំហាតបង់នៃកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងគឺ

$$P_i - P_e = (1 - \gamma)P_i \quad (a)$$

ប្រសិនបើកុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់បេតុងជាកន្លែងសមមូលទៅនឹងកុងត្រាំងអនុញ្ញាតពីសមីការ 4.1a និង b យើងទទួលបានបម្រែបម្រួលកុងត្រាំងនេះក្រោយពេលខាតបង់កម្លាំងប្រេកុងត្រាំងដូចខាងក្រោម៖

$$\Delta f^t = (1 - \gamma) \left(f_{ti} + \frac{M_D}{S^t} \right) \quad (b)$$

$$\Delta f_b = (1 - \gamma) \left(-f_{ci} + \frac{M_D}{S_b} \right) \quad (c)$$

ពីរូប ៤.៤ (a) ដោយសារម្ល៉ឹងបន្ទុកថេរ M_{SD} និងម្ល៉ឹងបន្ទុកអថេរ M_L មានអំពើទៅលើធ្នឹមកុងត្រាំងសុទ្ធ (net stress) នៅសរសៃខាងលើគឺ

$$f_n^t = f_{ti} - \Delta f^t - f_c$$

$$\text{ឬ} \quad f_n^t = f_{ti} - (1 - \gamma) \frac{M_D}{S^t} - f_c \quad (d)$$

Net stress នៅសរសៃខាងក្រោមគឺ

$$f_{bn} = f_t - f_{ci} - \Delta f_b$$

$$\text{ឬ} \quad f_{bn} = f_t - f_{ci} - (1-\gamma) \frac{M_D}{S_b} \quad (e)$$

ពីសមីការ (d) និង (e) មុខកាត់ដែលត្រូវជ្រើសរើសមានមួយមុខកាត់ដូចខាងក្រោម

$$S^t \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_{ti} - f_c} \quad (4.4a)$$

$$\text{ហើយ} \quad S_c \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - f_{ci}} \quad (4.4b)$$

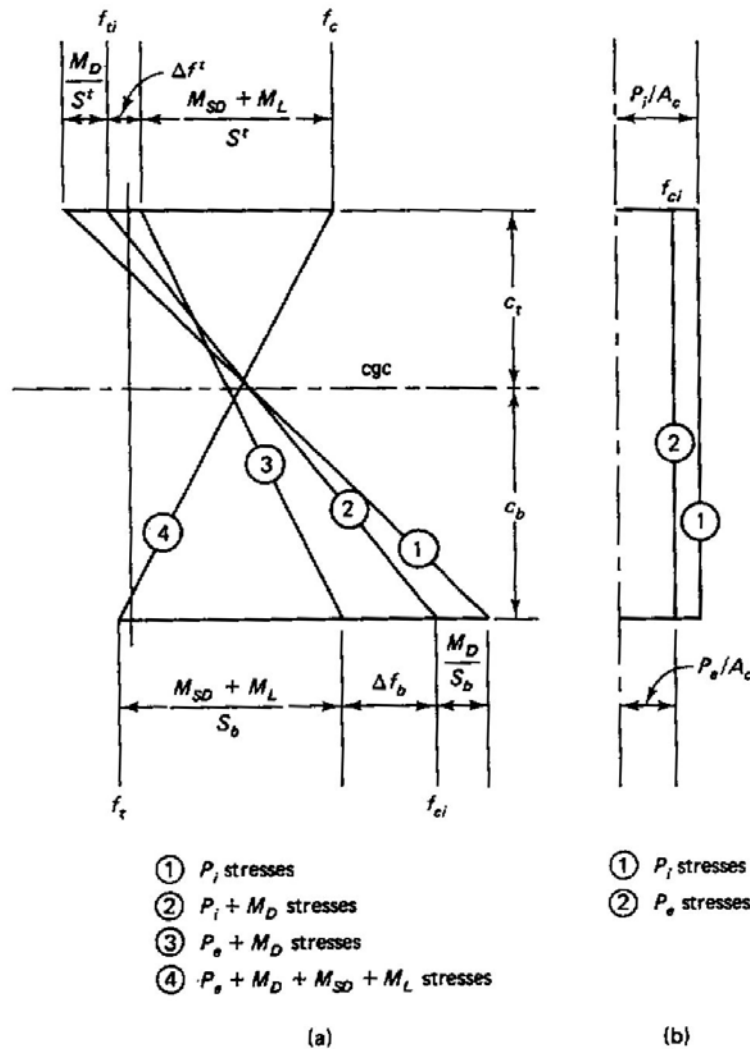


Figure 4.4(a) Maximum fiber stresses in beams with draped or harped tendons. (a) Critical section such as midspan. (b) Support section of simply-supported beam ($e_g = 0$ as tendon moves to cgc).

ចំណាកផ្ចិតដែលត្រូវការរបស់ដែកប្រកុងត្រាំងនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ ដូចជាមុខកាត់កណ្តាលឈ្នាំងគឺ

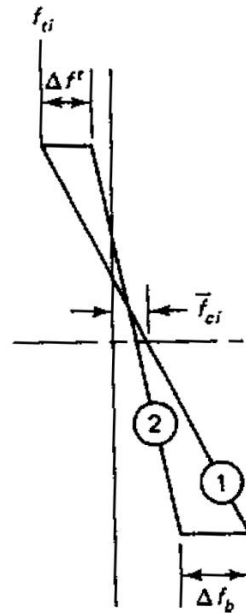
$$e_c = (f_{ti} - \bar{f}_{ci}) \frac{S^t}{P_i} + \frac{M_D}{P_i} \quad (4.4c)$$

ដែល $\bar{f}_{ci}$ ជាកុងត្រាំងរបស់បេតុងនៅពេលផ្ទេរត្រង់និរ្នីនៃទីប្រជុំទម្ងន់ cgc របស់មុខកាត់បេតុង ហើយ

$$P_i = \bar{f}_{ci} A_c$$

ដូចនេះ

$$\bar{f}_{ci} = f_{ti} - \frac{c_t}{h} (f_{ti} - f_{ci}) \quad (4.4d)$$



① P_i stresses

② P_e stresses

Figure 4.4(b) Maximum fiber stresses at support section of beams with straight tendons (stress distribution at midspan section similar to that of Figure 4.4a).

៤.២.២. ធ្នឹមដែលមានចំណាកផ្ចិតដែកប្រែក្នុងត្រាំងថេរ

Beam with Constant Tendon Eccentricity

ធ្នឹមដែលមានចំណាកផ្ចិតដែកប្រែក្នុងត្រាំងថេរជាធ្នឹមដែលមាន tendon ត្រង់ ដូចក្នុងករណីធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងទម្រង់សាមញ្ញចាក់ស្រោចដែលមានតម្លៃល្អម។ ដោយសារ tendon មានចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់ទម្រង់ វាធ្វើអោយមានក្នុងត្រាំងទាញទៅសរសៃខាងលើដោយមិនមានការកាត់បន្ថយណាមួយដោយម៉ូម៉ង់បន្ទុកបន្ថែម $M_D + M_{SD} + M_L$ ទេ។ ឬគេអាចនិយាយម្យ៉ាងទៀតថា សម្រាប់ធ្នឹមបែបនេះ មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់គឺស្ថិតនៅត្រង់ទម្រង់ ហើយការពង្រាយក្នុងត្រាំងនៅត្រង់ទម្រង់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤ (b) ។ ដូចនេះ

$$\Delta f^t = (1 - \gamma)(f_{ti}) \quad (a')$$

$$\text{ហើយ} \quad \Delta f_b = (1 - \gamma)(-f_{ci}) \quad (b')$$

Net stress នៅសរសៃខាងលើ សម្រាប់លក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការក្រោយកំហុសបង់គឺ

$$f_n^t = f_{ti} - \Delta f^t - f_c$$

$$\text{ឬ} \quad f_n^t = \mathcal{H}_{ti} - f_{cs} \quad (c')$$

ដែល f_{cs} ជាក្នុងត្រាំងបន្ទុកធ្វើការជាក់ស្តែងនៅក្នុងបេតុង។ Net stress នៅសរសៃខាងក្រោមសម្រាប់លក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការក្រោយកំហុសបង់គឺ

$$f_{bn} = f_t - f_{ci} - \Delta f_b$$

$$\text{ឬ} \quad \Delta f_{bn} = f_t - \mathcal{H}_{ci} \quad (d')$$

ពីសមីការ (c') និង (d') មុខកាត់ដែលត្រូវជ្រើសរើសត្រូវមានម៉ូឌុលមុខកាត់ដូចខាងក្រោម៖

$$S^t \geq \frac{M_D + M_{SD} + M_L}{\mathcal{H}_{ti} - f_c} \quad (4.5a)$$

$$\text{ហើយ} \quad S_b \geq \frac{M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - \mathcal{H}_{ci}} \quad (4.5b)$$

ចំណាកផ្ចិតដែលត្រូវការនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ ដូចជាត្រង់ទម្រង់សម្រាប់មុខកាត់ដែលមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងអ្វីដែលត្រូវការដោយសមីការ 4.5a និង b គឺ

$$e_e = (f_{ti} - \bar{f}_{ci}) \frac{S^t}{P_i} \quad (4.5c)$$

ក្រាហ្វិចតំណាងអោយម៉ូឌុលមុខកាត់របស់ nominal section ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៥ ។ គេអាចប្រើវាក្នុងការជ្រើសរើសមុខកាត់សាកល្បងដំបូងក្នុងដំណើរការគណនា ។

Table 4.1 Section Properties and Moduli of Standard PCI Rectangular Sections

Designation	12RB16	12RB20	12RB24	12RB28	12RB32	12RB36	16RB32	16RB36	16RB40
Section modulus $S, (\text{in.}^3)$	512	800	1,152	1,568	2,048	2,592	2,731	3,456	4,267
Width, b (in.)	12	12	12	12	12	12	16	16	16
Depth, h (in.)	16	20	24	28	32	36	32	36	40

Table 4.2 Geometrical Outer Dimensions and Section Moduli of Standard PCI Double T-Sections

Designation	Top-/bottom-section modulus, in.^3	Flange width b_f , in.	Flange depth t_f , in.	Total depth h , in.	Web width $2 b_w$, in.
8DT12	1,001/315	96	2	12	9.5
8DT14	1,307/429	96	2	14	9.5
8DT16	1,630/556	96	2	16	9.5
8DT20	2,320/860	96	2	20	9.5
8DT24	3,063/1,224	96	2	24	9.5
8DT32	5,140/2,615	96	2	32	9.5
10DT32	5,960/2,717	120	2	32	12.5
*12DT34	10,458/3,340	144	4	34	12.5
*15DT34	13,128/4,274	180	4	34	12.5

*Pretopped

តារាង ៤.១ អោយនូវតម្លៃម៉ូឌុលមុខកាត់នៃមុខកាត់ធុតុកោណកែង PCI ស្តង់ដារ ។ តារាង ៤.២ អោយនូវខ្នាតខាងក្រៅនៃមុខកាត់អក្សរ T របស់ PCI ស្តង់ដារ និងមុខកាត់អក្សរ I របស់ AASTHO រៀងគ្នា ក៏ដូចជាម៉ូឌុលមុខកាត់សរសៃខាងលើនៃមុខកាត់ទាំងនោះដែលត្រូវការក្នុងការជ្រើសរើសមុខកាត់បឋមសម្រាប់ការវិភាគក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្តកធ្វើការ ។ តារាង ៤.៤ (a) ផ្តល់នូវខ្នាតលំអិតនៃរាងធរណីមាត្រ “as built” នៃ PCI ស្តង់ដារ និងមុខកាត់ AASTHO ហើយតារាង ៤.៤ (b) ផ្តល់នូវលក្ខណៈមុខកាត់របស់ girder ដែលប្រើនៅក្នុងរដ្ឋផ្សេងៗ ។ លក្ខណៈ bulb section មាននៅក្នុងឧបសម្ព័ន្ធ (appendix) C ។

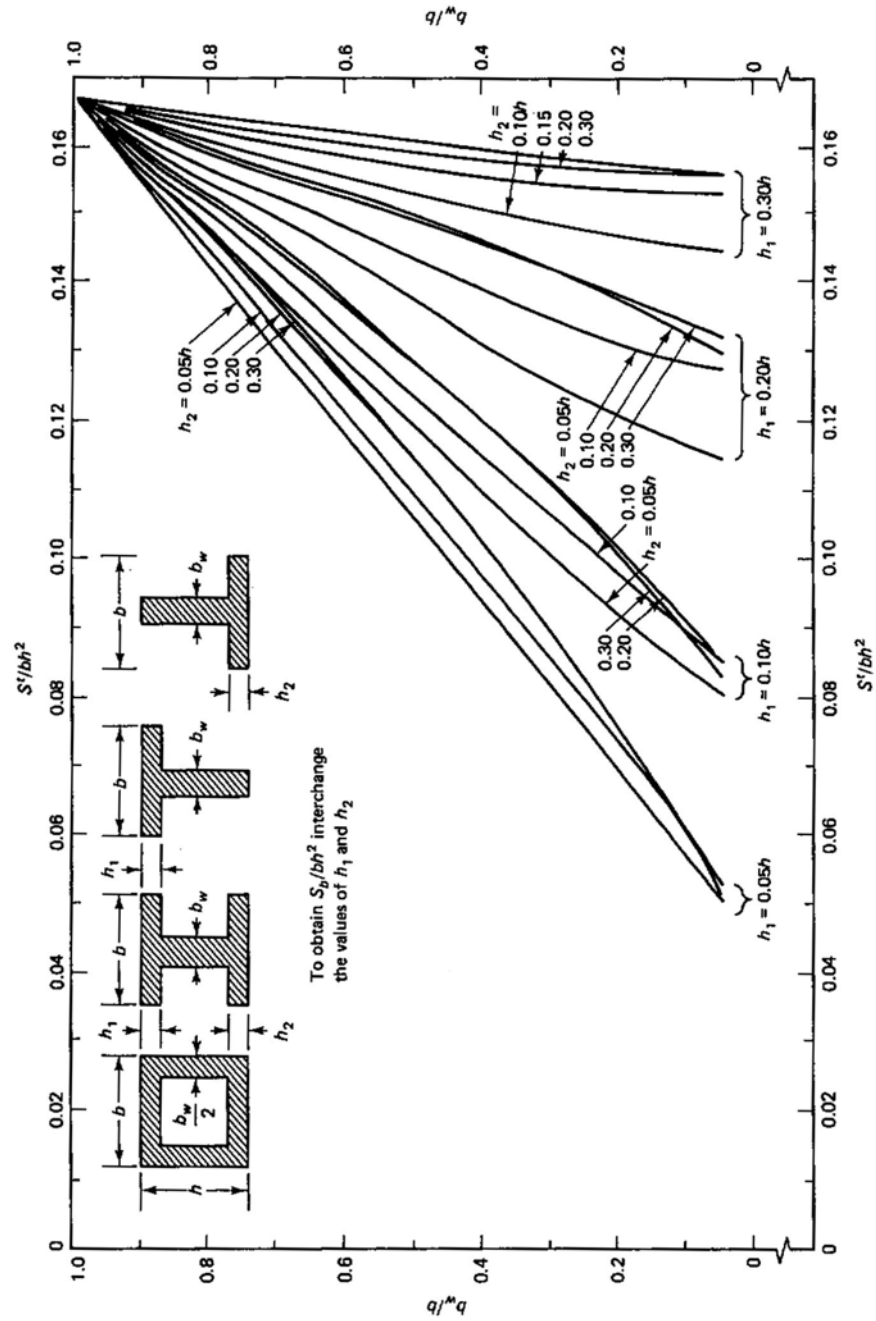


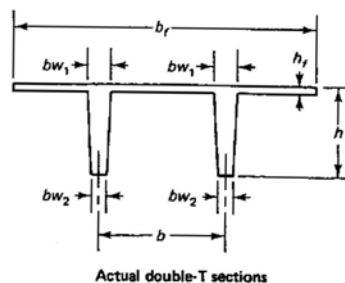
Figure 4.5 Section moduli of flanged and boxed sections (adapted from Ref. 4.16).

Table 4.3 Geometrical Outer Dimensions and Section Moduli of Standard AASHTO Bridge Sections

Designation	AASHTO sections					
	Type 1	Type 2	Type 3	Type 4	Type 5	Type 6
Area A_c in. ²	276	369	560	789	1,013	1,085
Moment of inertia, $I_{g(x-x)}$ in. ⁴	22,750	50,979	125,390	260,741	521,180	733,320
$I_{g(y-y)}$ in. ⁴	3,352	5,333	12,217	24,347	61,235	61,619
Top-/bottom-section modulus, in. ³	1,476	2,527	5,070	8,908	16,790	20,587
	1,807	3,320	6,186	10,544	16,307	20,157
Top flange width, b_f (in.)	12	12	16	20	42	42
Top flange average thickness, t_f (in.)	6	8	9	11	7	7
Bottom flange width, b_2 (in.)	16	18	22	26	28	28
Bottom flange average thickness, t_2 (in.)	7	9	11	12	13	13
Total depth, h (in.)	28	36	45	54	63	72
Web width, b_w (in.)	6	6	7	8	8	8
c_t/c_b (in.)	15.41	20.17	24.73	29.27	31.04	35.62
	12.59	15.83	20.27	24.73	31.96	36.38
r^2 , in. ²	82	132	224	330	514	676
Self-weight w_D lb/ft	287	384	583	822	1055	1130

Table 4.4(a) Geometrical Details of As-Built PCI and AASHTO Sections

Designation	b_f (in.)	h_f (in.)	b_{w1} (in.)	b_{w2} (in.)	h (in.)	b (in.)
8DT12	96	2	5.75	3.75	12	48
8DT14	96	2	5.75	3.75	14	48
8DT16	96	2	5.75	3.75	16	48
8DT18	96	2	5.75	3.75	18	48
8DT20	96	2	5.75	3.75	20	48
8DT24	96	2	5.75	3.75	24	48
8DT32	96	2	7.75	4.75	32	48
10DT32	120	2	7.75	4.75	32	60
12DT34	144	4	7.75	4.75	34	60
15DT34	180	4	7.75	4.75	34	90



Designation	b_f (in.)	x_1 (in.)	x_2 (in.)	b_2 (in.)	x_3 (in.)	x_4 (in.)	b_w (in.)	h (in.)
AASHTO 1	12	4	3	16	5	5	6	28
AASHTO 2	12	6	3	18	6	6	6	36
AASHTO 3	16	7	4.5	22	7.5	7	7	45
AASHTO 4	20	8	6	26	9	8	8	54
AASHTO 5	42	5	7	28	10	8	8	63
AASHTO 6	42	5	7	28	10	8	8	72

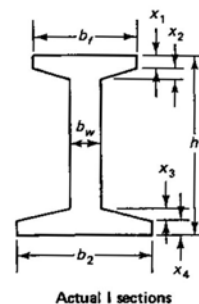


Table 4.4(b) Girder Properties of Optimized Sections

Agency	Girder Type	Depth (in.)	Web Width (in.)	area (in. ²)	Inertia (in. ⁴)	y_t (in.)	y_b (in.)	S_t (in. ³)	S_b (in. ³)	ρ	α
CTL	BT-48	48	6	557	177,736	23.53	24.47	7,553	7,264	0.554	0.940
	BT-60	60	6	629	308,722	29.59	30.41	10,432	10,154	0.545	0.931
	BT-72	72	6	701	484,993	35.64	36.36	13,606	13,340	0.534	0.914
PCI	BT-54	54	6	659	268,077	26.37	27.63	10,166	9,702	0.558	0.943
	BT-63	63	6	713	392,638	30.82	32.12	12,715	12,224	0.556	0.942
	BT-72	72	6	767	545,894	35.40	36.60	15,421	14,915	0.549	0.934
	Type VI	72	8	1,085	733,320	35.62	36.38	20,587	20,157	0.522	0.893
AASHTO	Mod. Type VI	72	6	941	671,088	35.56	36.44	18,871	18,417	0.550	0.941
	80/6	50	6	513	159,191	27.24	22.76	5,844	6,994	0.501	0.943
	100/6	58	6	591	256,560	30.01	27.99	8,549	9,166	0.517	0.925
	120/6	73.5	6	688	475,502	37.68	35.82	12,619	13,275	0.512	0.908
Washington	14/6	73.5	6	736	534,037	35.30	38.20	15,122	13,985	0.538	0.894
	G54/6	54	6	631	242,592	27.33	26.67	8,877	9,095	0.527	0.924
	G68/6	68	6	701	426,575	33.99	34.01	12,548	12,544	0.526	0.911
	1600	63	5.9	852	494,829	32.64	30.36	15,159	16,300	0.586	1.051
Nebraska	1800	70.9	5.9	898	659,505	36.72	34.18	17,959	19,297	0.585	1.049
	2000	78.7	5.9	944	849,565	40.74	37.96	20,854	22,380	0.582	1.042
	2400	94.5	5.9	1,038	1,323,985	48.84	45.66	27,106	28,999	0.572	1.023
Florida	BT-54	54	6.5	785	311,765	28.11	25.89	11,091	12,042	0.546	0.983
	BT-63	63	6.5	843	458,521	32.88	30.12	13,945	15,223	0.549	0.992
	BT-72	72	6.5	901	638,672	37.64	34.36	16,968	18,588	0.548	0.991
Texas	U54A	54	10.2	1,022	379,857	30.12	23.90	12,612	15,895	0.516	0.996
	U54B	54	10.2	1,118	403,878	31.54	22.48	12,807	17,966	0.509	1.029

1 in. = 25.4 mm; 1 in.² = 645 mm²; 1 in.³ = 16,390 mm³; 1 in.⁴ = 416,000 mm⁴

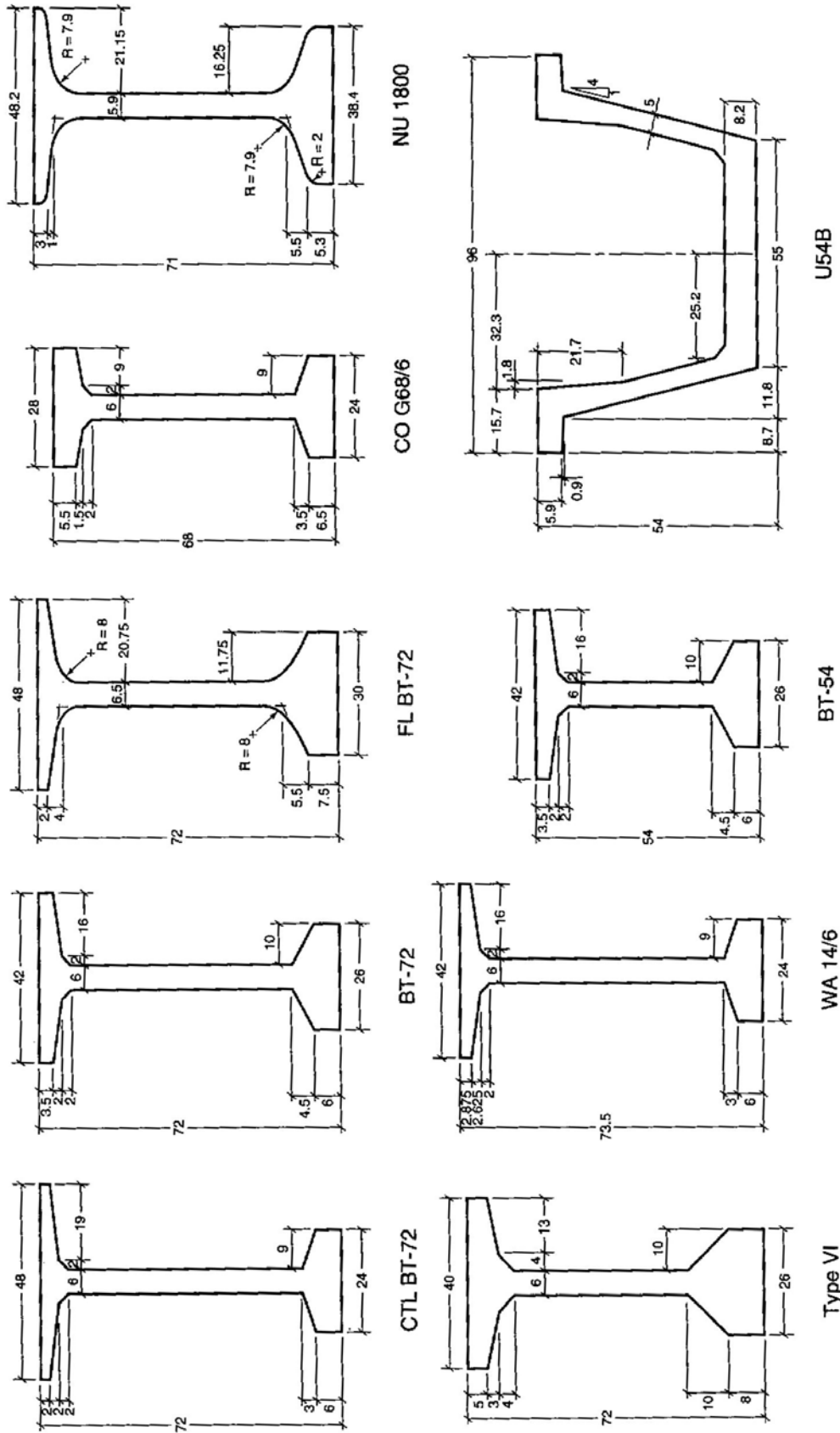


Figure 4.6 Cross Sections of Optimized Bridge Girder Sections [See Table 4.4(b)]

៤.៣. ឧទាហរណ៍សម្រាប់ការគណនាក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការ

Service-Load Design Examples

៤.៣.ក. ចំណាកផ្ចិតរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងប្រែប្រួល Variable Tendon Eccentricity

ឧទាហរណ៍ ៤.១: គណនាផ្ចិតប្រែក្នុងត្រាំងមុខកាត់អក្សរ T ខុប សម្រាប់ធ្វើចំណាត់រថយន្ត។ ផ្ចិតនេះមានប្រវែង 60 ft (18.3m) និងត្រូវបានទ្រដោយទម្រសាមញ្ញ។ ដែកប្រែក្នុងត្រាំងដែលប្រើនៅក្នុងផ្ចិតនេះត្រូវបាន harped ។ គេប្រើក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតរបស់ ACI 318 Building code។ ផ្ចិតនេះត្រូវទ្របន្ទុកធ្វើការបន្ថែម 1,100 plf (16.1 kN/m) និងបន្ទុកថេរបន្ថែម 100 plf (1.5 kN/m) និងមិនមាន concrete topping ទេ។ សន្មតថាគេធ្វើផ្ចិតនេះដោយប្រើបេតុងទម្ងន់ធម្មតា (normal-weight concrete) ដែលមាន $f'_c = 5,000 \text{ psi}$ (34.5 MPa) ហើយក្នុងត្រាំងបេតុងនៅពេលផ្ទេរ f'_{ci} ស្មើនឹង 75% នៃ f'_c ។ ហើយសន្មតថាកំហាតបង់អាស្រ័យនឹងពេលរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមស្មើនឹង 18% នៃកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម ហើយ ultimate strength របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង $f_{pu} = 270,000 \text{ psi}$ (1,862 MPa) សម្រាប់ stress-relieved tendon និង $f'_t = 12\sqrt{f'_c} \text{ psi}$ ($\sqrt{f'_c} \text{ MPa}$) ។

ដំណោះស្រាយ:

$$\gamma = 100 - 18 = 82\%$$

$$f'_{ci} = 0.75 \times 5,000 = 3,750 \text{ psi} (25.9 \text{ MPa})$$

ប្រើ $f'_t = 12\sqrt{5,000} = 849 \text{ psi} (5.9 \text{ MPa})$ ជាក្នុងត្រាំងរងការទាញអតិបរមា ហើយសន្មត់ទម្ងន់ខ្លួនប្រហាក់ប្រហែលនឹង 1,000 plf (14.6 kN/m) ។

កំណត់ម៉ូម៉ង់ដែលបានពីទម្ងន់ផ្ទាល់

$$M_D = \frac{wl^2}{8} = \frac{1,000(60)^2}{8} \times 12 = 5,400,000 \text{ in.} - \text{lb} (610 \text{ kN.m})$$

ហើយម៉ូម៉ង់ដែលបានពីបន្ទុកបន្ថែមគឺ

$$M_{SD} + M_L = \frac{(1,100 + 100)(60)^2}{8} \times 12 = 6,480,000 \text{ in.} - \text{lb} (732 \text{ kN.m})$$

មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ស្ថិតនៅក្បែរកណ្តាលល្វែងដែលជាកន្លែងម៉ូម៉ង់អតិបរមាកើតពីបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកថេរបន្ថែម ហើយដោយសារ tendon ត្រូវបាន harped ដូចនេះក្នុងករណីភាគច្រើនមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ត្រូវបានយកនៅត្រង់ $0.40L$ ពីទម្រ ដែល L ជាល្វែងផ្ចិត។ ពីសមីការ 4.4a និង b យើងបាន

$$\begin{aligned} S^t &\geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_{ti} - f_c} \\ &\geq \frac{(1-0.82)5,400,000 + 6,480,000}{0.82 \times 184 + 2,250} = 3,104 \text{ in}^3 (50,860 \text{ cm}^3) \end{aligned}$$

$$S_b \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - f_{ci}} \geq \frac{(1-0.82)5,400,000 + 6,480,000}{849 + (0.82 \times 2,250)} = 2,766 \text{ in}^3 (45,330 \text{ cm}^3)$$

ពី PCI design handbook ជ្រើសរើស nontopped normal weight concrete double-T 12DT 34 168-D1 ដោយសារវាមានតម្លៃម៉ូឌុលមុខកាត់សរសៃខាងក្រោមកែវតម្លៃដែលត្រូវការជាងគេ ។

លក្ខណៈមុខកាត់របស់បេតុងមានដូចខាងក្រោម៖

$$\begin{aligned} A_c &= 978 \text{ in}^2 & c_t &= 8.23 \text{ in.} \\ I_c &= 86,072 \text{ in}^4 & c_b &= 25.77 \text{ in.} \\ r^2 &= \frac{I_c}{A_c} = 88.0 \text{ in}^2 & e_c &= 22.02 \text{ in.} \\ S^t &= 10,458 \text{ in}^3 & e_e &= 12.77 \text{ in.} \\ S_b &= 3,340 \text{ in}^3 & W_D &= 1,019 \text{ plf} \\ & & \frac{V}{S} &= 2.39 \text{ in.} \end{aligned}$$

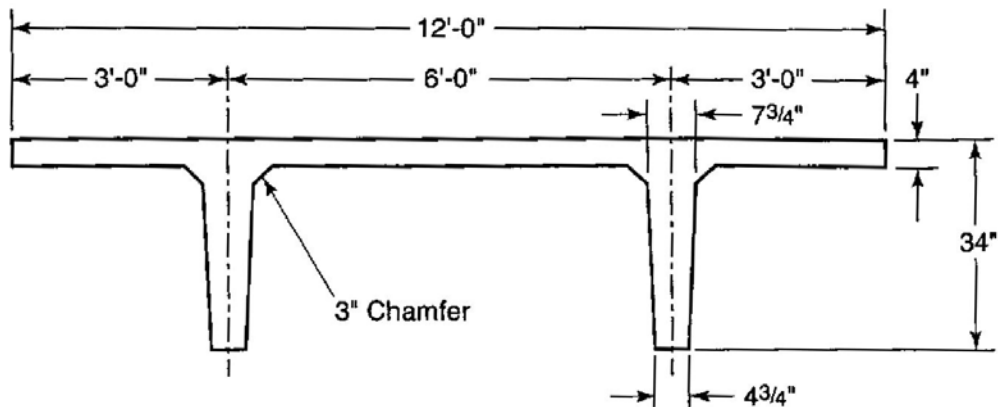


Figure 4.7 Double-T Section (12 DT34)

គណនា strands និងត្រួតពិនិត្យក្នុងត្រាំង

ពីរូបទី ៤.៧ ទម្ងន់ខ្លួនដែលសន្មតមានតម្លៃកែវទម្ងន់ខ្លួនជាក់ស្តែង ។

គណនាម៉ូម៉ង់ដែលបានពីទម្ងន់ផ្ទាល់ជាក់ស្តែងពីម៉ូម៉ង់ដែលបានពីទម្ងន់ផ្ទាល់សន្មត

$$\begin{aligned} M_D &= \frac{1,019}{1,000} \times 5,400,000 = 5,502,600 \text{ in.} - \text{lb} \\ f_{pi} &= 0.70 \times 270,000 = 189,000 \text{ psi} \\ f_{pe} &= 0.82 f_{pi} = 0.82 \times 189,000 = 154,980 \text{ psi} \end{aligned}$$

(a) វិភាគកុងត្រាំងនៅពេលផ្ទេរ

ពីសមីការ 4.1a

$$f^t = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2}\right) - \frac{M_D}{S^t} \leq f_{ti} = 184 \text{ psi}$$

បន្ទាប់មក $184 = -\frac{P_i}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 8.23}{88.0}\right) - \frac{5,502,600}{10,458}$

$$P_i = (184 + 526.16) \frac{978}{1.06} = 655,223 \text{ lb}$$

ចំនួន tendon ដែលត្រូវការ $= \frac{655,223}{189,000 \times 0.153} = 22.66$ ដើម tendon ដែលមានអង្កត់ផ្ចិត 1/2 in.

សាកល្បង tendon អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. ចំនួន 16 ដើម សម្រាប់មុខកាត់ស្តង់ដារ

$$A_{ps} = 16 \times 0.153 = 2.448 \text{ in.}^2 (15.3 \text{ cm}^2)$$

$$P_i = 2.448 \times 189,000 = 462,672 \text{ lb} (2,058 \text{ kN})$$

$$P_e = 2.448 \times 154,980 = 379,391 \text{ lb} (1,688 \text{ kN})$$

(b) វិភាគកុងត្រាំងក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការនៅកណ្តាលល្វែង

$$P_e = 379,391 \text{ lb} (1,688 \text{ kN})$$

$$M_{SD} = \frac{100(60)^2 12}{8} = 540,000 \text{ in.} \cdot \text{lb} (61 \text{ kN} \cdot \text{m})$$

$$M_L = \frac{1,100(60)^2 12}{8} = 5,940,000 \text{ in.} \cdot \text{lb} (788 \text{ kN} \cdot \text{m})$$

ម៉ូម៉ង់សរុប $M_T = M_D + M_{SD} + M_L = 5,502,600 + 6,480,000$

$$= 11,982,600 \text{ in.} \cdot \text{lb} (1,354 \text{ kN} \cdot \text{m})$$

ពីសមីការ 4.3a

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2}\right) - \frac{M_T}{S^t} \\ &= -\frac{379,391}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 8.23}{88.0}\right) - \frac{11,982,600}{10,458} \\ &= 411 - 1146 = -735 \text{ psi} < f_c = -2250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

(c) វិភាគកុងត្រាំងត្រង់មុខកាត់ទម្រ

$$e_e = 12.77 \text{ in.} (324 \text{ mm})$$

$$f_{ti} = 6\sqrt{f'_{ci}} = 6\sqrt{3,750} \cong 367 \text{ psi}$$

$$f_t = 12\sqrt{f'_c} = 12\sqrt{5,000} = 849 \text{ psi}$$

(i) នៅពេលផ្ទេរ

$$f^t = -\frac{462,672}{978} \left(1 - \frac{12.77 \times 8.23}{88.0} \right) - 0 = +92 \text{ psi}(T)$$

$$f_b = -\frac{462,672}{978} \left(1 + \frac{12.77 \times 25.77}{88.0} \right) + 0 = -2,240 \text{ psi}(C)$$

$$< f_{ci} = -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

ប្រសិនបើ $f_b > f_{ci}$. គេត្រូវធ្វើការផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិត ។

(ii) ក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ

$$f^t = -\frac{379,391}{978} \left(1 - \frac{12.77 \times 8.23}{88.0} \right) - 0 = +75 \text{ psi}(T)$$

$$f_b = -\frac{379,391}{978} \left(1 + \frac{12.77 \times 25.77}{88.0} \right) + 0 = -1.840 \text{ psi}(C)$$

$$< f_{ci} = -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

ទទួលយកមុខកាត់សម្រាប់លក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការដោយប្រើ strand អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}(12.7 \text{ mm})$ ចំនួន 16 ដើមដោយមានចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលលើ $e_c = 22.02 \text{ in.}(560 \text{ mm})$ និងចំណាកផ្ចិតនៅចុងទម្រ $e_e = 12.77 \text{ in.}(324 \text{ mm})$ ។

៤.៣.២. ចំណាកផ្ចិតរបស់ដែកប្រកុងត្រាំងប្រែប្រួលដោយមិនមានការកំណត់កម្ពស់

Variable Tendon Eccentricity with No Height Limitation

ឧទាហរណ៍ ៤.២: គណនាមុខកាត់អក្សរ I សម្រាប់ផ្ទាំងដែលមានល្វែង $65 \text{ ft}(19.8 \text{ m})$ ដែលមានម៉ូឌុលមុខកាត់ដូចខាងក្រោម ។ ចូរប្រើកុងត្រាំងអនុញ្ញាតដូចគ្នាដែលបានអោយនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.១ ។

$$S^t \text{ ដែលត្រូវការ} = 3,570 \text{ in.}^3 (58,535 \text{ cm}^3)$$

$$S_b \text{ ដែលត្រូវការ} = 3,780 \text{ in.}^3 (61,940 \text{ cm}^3)$$

$$\begin{aligned} I_c &= 70,688 \text{ in}^4 \\ r^2 &= 187.5 \text{ in}^2 \\ A_c &= 377 \text{ in}^2 \\ c_t &= 21.16 \text{ in.} \\ S^t &= 3572 \text{ in}^3 \\ c_b &= 18.84 \text{ in.} \\ S_b &= 3750 \text{ in.}^3 \\ w_D &= 393 \text{ plf} \end{aligned}$$

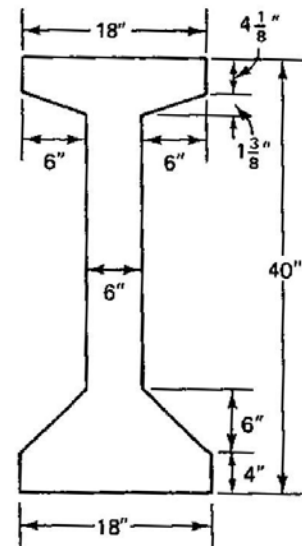


Figure 4.8 I-beam section in Example 4.2.

ដំណោះស្រាយ:

ដោយសារម៉ូឌុលមុខកាត់នៅសរសៃខាងលើ និងសរសៃខាងក្រោមស្មើគ្នា គេអាចជ្រើសរើសមុខកាត់ស៊ីម៉ង់ត៍បាន ។ បន្ទាប់មក វិភាគមុខកាត់នៅក្នុងរូបទី ៤.៨ ដែលជ្រើសរើសដោយការសាកល្បង និងកែតម្រូវ ។

វិភាគក្នុងត្រាំងនៅពេលផ្ទុក

ពិសមីការ 4.4d

$$\begin{aligned}\bar{f}_{ci} &= f_{ti} - \frac{c_t}{h}(f_{ti} - f_{ci}) \\ &= +184 - \frac{21.16}{40}(+184 + 2,250) \cong -1,104 \text{ psi}(C)(7.6 \text{ MPa})\end{aligned}$$

$$P_i = A_c \bar{f}_{ci} = 377 \times 1,104 = 416,208 \text{ lb}(1,851 \text{ kN})$$

$$M_D = \frac{393(65)^2}{8} \times 12 = 2,490,638 \text{ in.} \cdot \text{lb}(281 \text{ kN.m})$$

ពិសមីការ 4.4c ចំណាកផ្ចិតដែលត្រូវការនៅត្រង់មុខកាត់ម៉ូម៉ង់អតិបរមានៅកណ្តាលល្វែងគឺ

$$\begin{aligned}e_c &= (f_{ti} - \bar{f}_{ci}) \frac{S^t}{P_i} + \frac{M_D}{P_i} \\ &= (184 + 1,104) \frac{3,572}{416,208} + \frac{2,490,638}{416,208} \\ &= 11.05 + 5.98 = 17.04 \text{ in.}(433 \text{ mm})\end{aligned}$$

ដោយសារ $c_b = 18.84 \text{ in.}$ និងដោយសន្មតថាកម្រាស់បេតុងការពារដែក 3.75 in. សាកល្បង

$$e_c = 18.84 - 3.75 \cong 15.0 \text{ in.}(381 \text{ mm})$$

$$\text{ក្រឡាផ្ទៃ tendon ដែលត្រូវការ } A_p = \frac{P_i}{f_{pi}} = \frac{416,208}{189,000} = 2.2 \text{ in}^2(14.2 \text{ cm}^2)$$

$$\text{ចំនួន tendon} = \frac{2.2}{0.153} = 14.38 \text{ ដើម}$$

សាកល្បង tendon អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}(12.7 \text{ mm})$ ចំនួន 13 ដើម, $A_p = 1.99 \text{ in.}^2(12.8 \text{ cm}^2)$, ហើយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមជាក់ស្តែង

$$P_i = 189,000 \times 1.99 = 376,110 \text{ lb}(1,673 \text{ kN})$$

ត្រួតពិនិត្យក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅរបស់បេតុង

ពិសមីការ 4.1a

$$\begin{aligned}f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2}\right) - \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{376,110}{377} \left(1 - \frac{15.0 \times 21.16}{187.5}\right) - \frac{2,490,638}{3,340}\end{aligned}$$

$$= +691.2 - 745.7 = -55 \text{ psi}(C) \text{ មិនមានកុងត្រាំងទាញនៅពេលផ្ទេរ (O.K.)}$$

ពីសមីការ 4.1b

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \\ &= -\frac{376,110}{377} \left(1 + \frac{15 \times 18.84}{187.5} \right) + \frac{2,490,638}{3,750} \\ &= -2,501.3 + 664.2 = -1,837 \text{ psi}(C) < f_{ci} = 2,250 \text{ psi O.K.} \end{aligned}$$

វិភាគកុងត្រាំងនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ

ពីសមីការ 4.3a

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S^t} \\ P_e &= 13 \times 0.153 \times 154,980 = 308,255 \text{ lb}(1,371 \text{ kN}) \end{aligned}$$

ម៉ូម៉ង់សរុប $M_T = M_D + M_{SD} + M_L$

$$\begin{aligned} &= 2,490,638 + 7,605,000 = 10,095,638 \text{ in.} - \text{lb}(1,141 \text{ kN.m}) \\ f^t &= -\frac{308,255}{377} \left(1 - \frac{15.0 \times 21.16}{187.5} \right) - \frac{10,095,638}{3,340} \\ &= +566.5 - 3,022.6 = -2,456 \text{ psi}(C) > f_c = -2,250 \text{ psi} \end{aligned}$$

ដូចនេះ គេត្រូវដំឡើងកម្ពស់របស់មុខកាត់ ឬប្រើបេតុងដែលមានស៊ីស្តង់ធំជាង ។

ដោយប្រើ $f'_c = 6,000 \text{ psi}$

$$\begin{aligned} f_c &= 0.45 \times 6,000 = -2,700 \text{ psi O.K.} \\ f_b &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_b} = -\frac{308,255}{377} \left(1 + \frac{15.0 \times 18.84}{187.5} \right) + \frac{10,095,638}{3,750} \\ &= -2,050 + 2,692.2 = 642 \text{ psi}(T) \text{ O.K.} \end{aligned}$$

ត្រួតពិនិត្យមុខកាត់ត្រង់ទម្រ

កុងត្រាំងអនុញ្ញាត

$$f'_{ci} = 0.75 \times 6,000 = 4,500 \text{ psi}$$

$$f_{ci} = 0.60 \times 4,500 = 2,700 \text{ psi}$$

$$f_{ti} = 3\sqrt{f'_{ci}} = 201 \text{ psi} \text{ សម្រាប់កណ្តាលស្វែង}$$

$$f_{ti} = 6\sqrt{f'_{ci}} = 402 \text{ psi} \text{ សម្រាប់លើទម្រ}$$

$$f_c = 0.45 f'_c = 2,700 \text{ psi}$$

$$f_{t1} = 6\sqrt{f'_c} = 465 \text{ psi}$$

$$f_{t2} = 12\sqrt{f'_c} = 930 \text{ psi}$$

(a) នៅពេលផ្ទុក

ក្នុងត្រាំងសង្កត់សរសៃខាងក្រៅរបស់មុខកាត់លើទម្រ

$$f_b = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + 0$$

$$-2,700 = -\frac{376,110}{377} \left(1 + \frac{e \times 18.84}{187.5} \right)$$

ដូចនេះ $e = 16.98in.$

ដូចនេះសាកល្បង $e_e = 12.49in.$

$$f^t = -\frac{376,110}{377} \left(1 - \frac{12.49 \times 21.16}{187.5} \right) - 0$$

$$= 409 \text{ psi}(T) > f_{ti} = 402 \text{ psi}$$

$$f_b = -\frac{376,110}{377} \left(1 + \frac{12.49 \times 18.84}{187.5} \right) + 0$$

$$= 2,250 \text{ psi} < f_{ci} = 2,700 \text{ psi}$$

ដូចនេះប្រើដែកធម្មតានៅសរសៃខាងលើត្រង់មុខកាត់លើទម្រដើម្បីទទួលយកក្នុងត្រាំងទាញក្នុងបេតុង
ទាំងអស់ ឬប្រើបេតុងដែលមានរេស៊ីស្តង់ធំជាងសម្រាប់មុខកាត់នេះ ឬក៏កាត់បន្ថយចំណាកផ្ចិត ។

(b) នៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ

$$f^t = -\frac{308,255}{377} \left(1 - \frac{12.49 \times 21.16}{187.5} \right) - 0 = 335 \text{ psi}(T) < 930 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

$$f_b = -\frac{308,255}{377} \left(1 + \frac{12.49 \times 18.84}{187.5} \right) + 0 = -1,844 \text{ psi}(C) < -2,700 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

ដូចនេះ គេអាចទទួលយកផ្ទៃបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានមុខកាត់អក្សរ I កម្ពស់ $40in.(102cm)$

ប្រើបេតុងទម្ងន់ធម្មតាដែលមានរេស៊ីស្តង់ $6,000 \text{ psi}(41.4MPa)$ ជាមួយនឹង tendon អង្កត់ផ្ចិត

$1/2in.(12.7mm)$ ដែលមានចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្វែង $e_c = 15.0in.(381mm)$ និងចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់

មុខកាត់ខាងចុង $e_e = 12.5in.(318mm)$

**គេអាចប្រើវិធីម្យ៉ាងទៀតសម្រាប់ធ្វើការដោះស្រាយ ដោយបន្តប្រើ $f'_c = 5,000 \text{ psi}$ ប៉ុន្តែធ្វើការផ្លាស់ប្តូរចំនួន
ដែកប្រែក្នុងត្រាំង និងចំណាកផ្ចិត ។**

៤.៣.គ. ចំណាកផ្ចិតរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងថេរ Constant Tendon Eccentricity

ឧទាហរណ៍ ៤.២: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៤.២ ដោយសន្មតថាការប្រែក្នុងត្រាំងមានចំណាកផ្ចិតថេរ ។ ប្រើបេតុងទម្ងន់ធម្មតាដែលមានរេស៊ីស្តង់ $f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa})$ ហើយក្នុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាតអតិបរមារបស់បេតុងគឺ $f_t = 12\sqrt{f'_c} = 849 \text{ psi}$ ។

ដំណោះស្រាយ: ដោយសារ tendon មានចំណាកផ្ចិតថេរ ហើយម្ល៉ឹងកើតពីបន្ទុកថេរ ម្ល៉ឹងកើតពីបន្ទុកថេរ បន្ថែម និងម្ល៉ឹងកើតពីម្ល៉ឹងអថេរត្រង់មុខកាត់លើទម្រង់របស់ផ្ទៃមេសាមញ្ញស្មើស្មូន ដូចនេះគេត្រូវគណនាផ្ទៃមេនេះដោយប្រើមុខកាត់ត្រង់ទម្រង់ ។ ម៉ូឌុលមុខកាត់ដែលត្រូវការនៅត្រង់ទម្រង់ដែលបានពិសមីការ 4.5a គឺ

$$S^t \geq \frac{M_D + M_{SD} + M_L}{f_{ti} - f_c}$$

$$S_b \geq \frac{M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - f_{ci}}$$

សន្មត $W_D = 425 \text{ plf}$ ។ បន្ទាប់មក

$$M_D = \frac{425(65)^2}{8} \times 12 = 2,693,438 \text{ in.} - \text{lb} (304 \text{ kN.m})$$

$$M_{SD} + M_L = 7,605,000 \text{ in.} - \text{lb} (859 \text{ kN.m})$$

ដូចនេះ ម្ល៉ឹងសរុប $M_T = 10,298,438 \text{ in.} - \text{lb} (1,164 \text{ kN.m})$

ហើយយើងក៏មានក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតដូចខាងក្រោម

$$f_{ci} = -2,250 \text{ psi}$$

$$f'_{ci} = -3,750 \text{ psi}$$

$$f_{ti} = 6\sqrt{f'_{ci}} = 367 \text{ psi} \text{ សម្រាប់មុខកាត់លើទម្រង់}$$

$$f_c = -2,250 \text{ psi} (15.5 \text{ MPa})$$

$$f_t = 849 \text{ psi}$$

$$\gamma = 0.82$$

ម៉ូឌុលមុខកាត់ដែលត្រូវការ

$$S^t = \frac{10,298,438}{0.82 \times 367 + 2,250} = 4,035.8 \text{ in.}^3 (61,947 \text{ cm}^3)$$

$$S_b = \frac{10,298,438}{849 + 0.82 \times 2,250} = 3,823.0 \text{ in.}^3 (62,713 \text{ cm}^3)$$

សាកល្បងលើកទី ១: ដោយសារ S^t ដែលត្រូវការ $= 4,035.8 \text{ psi}$ ធំជាង S^t របស់មុខកាត់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ដូចនេះជ្រើសរើសមុខកាត់អក្សរ I ដែលមាន $h = 44 \text{ in.}$ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៩ ។

លក្ខណៈមុខកាត់របស់វាមានដូចខាងក្រោម:

$$I_c = 92,700 \text{ in.}^4$$

$$r^2 = 228.9 \text{ in.}^2$$

$$A_c = 405 \text{ in.}^2$$

$$c_t = 23.03 \text{ in.}$$

$$S^t = 4,303 \text{ in.}^3$$

$$c_b = 20.97 \text{ in.}$$

$$S_b = 4,420 \text{ in.}^3$$

$$W_D = 422 \text{ plf}$$

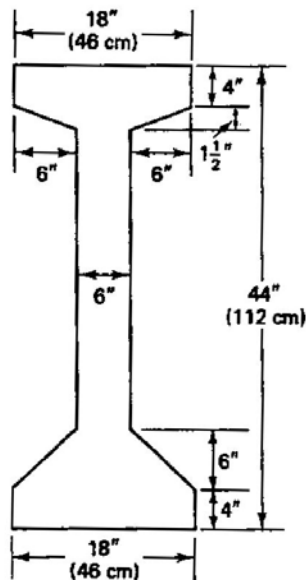


Figure 4.9 I-beam section in Example 4.3.

ពីសមីការ 4.5c ចំណាកផ្ចិតដែលត្រូវការត្រង់មុខកាត់លើទម្រង់ដែលជាមុខកាត់ព្រោះថ្នាក់គឺ

$$e_e = (f_{ti} - \bar{f}_{ci}) \frac{S^t}{P_i}$$

ដែល
$$\bar{f}_{ci} = f_{ti} - \frac{c_t}{h} (f_{ti} - f_{ci})$$

$$= 367 - \frac{23.03}{44} (367 + 2,250) = -1,002 \text{ psi} (6.9 \text{ MPa})$$

$$\text{និង } P_i = A_c \bar{f}_{ci} = 405 \times 1,002 = 405,810 \text{ lb } (1,805 \text{ kN})$$

$$\text{ដូចនេះ } e_e = (367 + 1,002) \frac{4,030}{405,810} = 13.60 \text{ in. } (346 \text{ mm})$$

ក្រឡាផ្ទៃដែកប្រកុងត្រាំងដែលត្រូវការគឺ

$$A_p = \frac{P_i}{f_{pi}} = \frac{405,810}{189,000} = 2.15 \text{ in.}^2 (14.4 \text{ cm}^2)$$

ដូចនេះយើងសាកល្បងប្រើដែកប្រកុងត្រាំងដែលមានអង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. ។

ចំនួន tendon ដែលត្រូវការគឺ

$$2.15 / 0.153 = 14.05$$

ដូចនេះប្រើ tendon អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. (12.7 mm) ចំនួន 14 ដើម ។ ជាលទ្ធផល

$$P_i = 14 \times 0.153 \times 189,000 = 404,838 \text{ lb } (1,801 \text{ kN})$$

(a) វិភាគកុងត្រាំងនៅពេលផ្ទេរនៅត្រង់មុខកាត់ខាងចុង

ពិសមីការ 4.1a

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} = -\frac{404,838}{405} \left(1 - \frac{13.60 \times 23.03}{228.9} \right) - 0 \\ &= +368.2 \text{ psi } (T) \cong f_{ti} = 367 \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.2b

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} = -\frac{404,838}{405} \left(1 + \frac{13.6 \times 20.97}{228.9} \right) + 0 \\ &= -2,245 \text{ psi } (C) \cong f_{ci} = -2,250 \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

គេក៏អាចប្រើតម្លៃទាំងនេះសម្រាប់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងផងដែរ ដោយសារចំណាកផ្ចិត e ថេរ ។

(b) វិភាគកុងត្រាំងនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការចុងក្រោយនៅត្រង់ទម្រ

$$P_e = 14 \times 0.153 \times 154,980 = 331,967 \text{ lb } (1,477 \text{ kN})$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់សរុប} \quad M_T = M_D + M_{SD} + M_L = 0$$

ពិសមីការ 4.3a

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S^t} \\ &= -\frac{331,967}{405} \left(1 - \frac{13.60 \times 23.03}{228.9} \right) - 0 = 302 \text{ psi } (T) < f_t = 849 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.3b

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_b} = -\frac{331,967}{405} \left(1 + \frac{13.6 \times 20.97}{228.9} \right) + 0$$

$$= -1,841 \text{ psi} (12.2 \text{ MPa}) (C) < f_c = -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

(c) វិភាគកុងត្រាំងនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការចុងក្រោយនៅកណ្តាលល្វែង

$$\text{ម៉ូម៉ង់សរុប } M_T = M_D + M_{SD} + M_L = 10,298,438 \text{ in.} - \text{lb}$$

ដូចនេះកុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅរបស់បេតុងដែលបណ្តាលពី M_T គឺ

$$f_1^t = \frac{M_T}{S^t} = -\frac{10,298,438}{4,030} = -2,555 \text{ psi} (C) (17.6 \text{ MPa})$$

$$f_{1b} = \frac{M_T}{S_b} = \frac{10,298,438}{4,030} = +2,330 \text{ psi} (T) (16.1 \text{ MPa})$$

ដូចនេះ កុងត្រាំងសរសៃខាងក្រៅរបស់បេតុងចុងក្រោយគឺ

$$f^t = +302 - 2,555 = -2,253 \text{ psi} (C) \cong f_c = -2,250 \text{ psi} \quad \text{ទទួលយកបាន}$$

$$f_b = -1,841 + 2,330 = +489 \text{ psi} (T) < f_t = 849 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

ដូចនេះ ទទួលយកមុខកាត់សាកល្បងដែលមានចំណាកផ្ចិតថេរ $e = 13.6 \text{ in.} (345 \text{ mm})$ សម្រាប់

tendon អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.} (12.7 \text{ mm})$ ចំនួន 14 សរសៃ ។

៤.៤. ការជ្រើសរើសមុខកាត់ និងលក្ខណៈរបស់ផ្ទៃមធ្យមដ៏ត្រឹមត្រូវ

Proper Selection of Beam Sections and Properties

៤.៤.ក. គោលការណ៍ណែនាំទូទៅ General Guidelines

មុខកាត់បេតុងប្រកបដោយកុងត្រាំងមិនដូច steel-rolled section ទេ ព្រោះវាមិនទាន់មានលក្ខណៈស្តង់ដារពេញលេញនៅឡើយ ។ ក្នុងករណីជាច្រើន វិស្វករគណនាគ្រឿងបង្កើតត្រូវតែជ្រើសរើសប្រភេទមុខកាត់ដើម្បីប្រើប្រាស់នៅក្នុងគំរោងនោះ ។ នៅក្នុងការគណនាផ្ទៃមធ្យមសាមញ្ញភាគច្រើន ចម្ងាយពី cgc និងខ្សែ cgs ដែលគេស្គាល់ជាចំណាកផ្ចិត e សមាមាត្រទៅនឹងកម្លាំងប្រកបដោយកុងត្រាំងដែលត្រូវការ ។

ជាទូទៅ គេនិយមគណនាដោយប្រើម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងព្រោះវាមានតម្លៃជាក់លាក់ជាងគេ ។ ចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្វែងកាន់តែធំ កម្លាំងប្រកបដោយកុងត្រាំងដែលត្រូវការកាន់តែតូច ហើយវាផ្តល់នូវលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចកាន់តែខ្លាំងក្នុងការគណនា ។ សម្រាប់ចំណាកផ្ចិតធំ គេត្រូវការក្រឡាផ្ទៃបេតុងនៅសរសៃខាងលើធំដែរ ។ ដូចនេះ មុខកាត់អក្សរ T និងមុខកាត់អក្សរ I ដែលមានស្លាបធំជាមុខកាត់ដែលសាកសម ។ ជាទូទៅ មុខកាត់ខាងចុងតែងជាមុខកាត់តាន់ដើម្បីជៀសវាងចំណាកផ្ចិតធំនៅលើបង្អង់ម៉ូម៉ង់សូន្យ ហើយក៏ដើម្បីបង្កើនលទ្ធភាពទប់កម្លាំងកាត់នៃមុខកាត់លើទម្រ និងការពារ anchorage zone failure ។

មុខកាត់ផ្សេងទៀតដែលគេនិយមប្រើច្រើនដែរគឺ មុខកាត់អក្សរ T ខុប ។ មុខកាត់នេះបន្ថែមអត្ថប្រយោជន៍ទៅមុខកាត់អក្សរ T ទោលដើម្បីភាពងាយស្រួល និងស្ថេរភាពក្នុងការលើកដាក់ និងដំឡើង ។ រូបទី ៤.១០ បង្ហាញ

ពីប្រភេទមុខកាត់ដែលគេនិយមប្រើជាទូទៅ ។ មុខកាត់ដទៃទៀតដូចជាកម្រាលប្រហោងក្នុង (hollow-core slab) មុខកាត់អត់ស៊ីមេន្ត ក៏ត្រូវបានប្រើជាទូទៅផងដែរ ។ ចំណាំថា គេប្រើមុខកាត់មានស្លាបជំនួសអោយមុខកាត់ចតុកោណតាន់ដែលមានកម្ពស់ដូចគ្នាដោយមិនមានបាត់បង់រេស៊ីស្តង់រងការពត់ទេ ។ ប៉ុន្តែ គេប្រើមុខកាត់ចតុកោណជា girder ដែលមានល្វែងខ្លី ។

គេប្រើមុខកាត់អក្សរ I ជាប្រភេទធ្វើមកម្រាលដែលមានកម្រាលខណ្ឌសមាសចាក់ពីលើសម្រាប់ត្រឡឹងបង្កំចំណតរថយន្តដែលមានល្វែងវែង ។ ជាទូទៅ គេច្រើនប្រើមុខកាត់អក្សរ T ដែលមានស្លាបខាងក្រោមធ្ងន់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.១០ (d) នៅក្នុងត្រឡឹងបង្កំស្តាន ។ គេប្រើមុខកាត់ T ខុបយ៉ាងទូលំទូលាយនៅក្នុងប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌរបស់អគារ ក៏ដូចជាងត្រឡឹងបង្កំចំណតរថយន្ត ដោយសារប្រយោជន៍នៃសកម្មភាពសមាសរបស់ស្លាបធំខាងលើ ដែលមានទទឹងពី 10 ft ទៅ 15 ft ។

កម្រាលប្រហោងក្នុងជាចំរុះក្នុងមួយទិសប្រហោងក្នុងដែលអាចដំឡើងជាកម្រាលខណ្ឌបានយ៉ាងងាយស្រួល ។ គេអាចប្រើវិធីប្រហោងរាងប្រអប់ជាវិធីមសម្រាប់ល្វែងវែង ដែលគេស្គាល់វាជាប្រព័ន្ធកម្រាលកំណាត់ស្ពាន (segmental bridge deck system) ។ កំណាត់វិធី (segmental girder) នេះមានលទ្ធភាពទប់ការរមួលធំ ហើយផលធៀបលទ្ធភាពទប់ការពត់លើទម្ងន់ខ្លួនរបស់វាធំជាងប្រភេទមុខកាត់ប្រព័ន្ធប្រេកុងត្រាំងដទៃទៀត ។

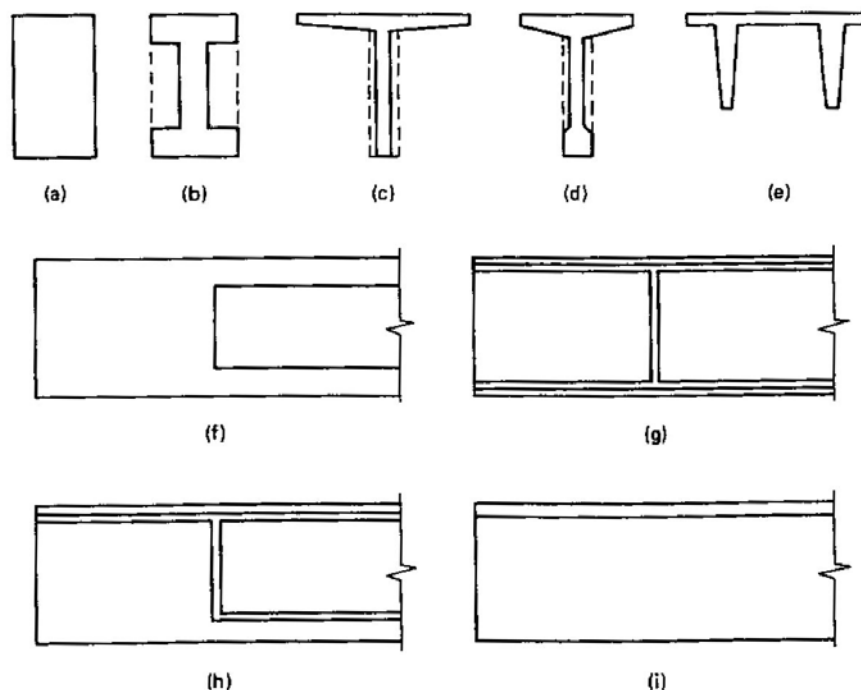


Figure 4.10 Typical prestressed concrete sections. (a) Rectangular beam section. (b) I-beam section. (c) T-beam section. (d) T-section with heavy bottom flange. (e) Double-T-section. (f) End part of beam in (b). (g) End part of beam in (c). (h) End part of beam in (d). (i) End part of beam in (e).

៤.៤.ខ. ក្រឡាផ្ទៃទាំងមូល មុខកាត់បំប្លែង និងវត្ថុមានរបស់បំពង់

Gross Area, the Transformed Section, and the Presence of Ducts

ជាទូទៅ ក្រឡាផ្ទៃរបស់មុខកាត់ទាំងមូលរបស់មុខកាត់បេតុង (gross cross sectional area) គឺគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់ប្រើនៅក្នុងការគណនាមុខកាត់បេតុងប្រែក្នុងត្រង់ក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការ ។ ពេលខ្លះអ្នកគណនាខ្លះពេញចិត្តនឹងការគណនាដែលមានលក្ខណៈសុក្រិតជាការគណនាតាមរយៈការប្រើមុខកាត់បំប្លែង ។ ភាពសុក្រិតដែលបានពីការគិតបញ្ចូលការចូលរួមនៃមុខកាត់របស់ដែកនៅក្នុងភាពរឹងក្រាញ (stiffness) របស់បេតុងមិនត្រូវបានគិតថាជាការចាំបាច់នោះទេ ។ នៅក្នុងផ្ទៃមេប្រែក្នុងត្រាំងជាក្រោយ (post-tensioned beam) ដែលបំពង់ត្រូវបានបំពេញដោយកំបោរមេតុង (grout), gross cross section នៅតែគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់គ្រប់ការគណនាទាំងនេះ ។ មានតែក្នុងករណីស្ថានល្វែងវែងៗ និងផ្ទៃមេប្រែក្នុងត្រាំងដែលផលិតជាលក្ខណៈឧស្សហកម្មដែលមានក្រឡាផ្ទៃដែកប្រែក្នុងត្រាំងធំទេ ដែលគេត្រូវប្រើមុខកាត់បំប្លែង ឬមុខកាត់បេតុងសុទ្ធ (net concrete area) ដែលមិនគិតបំពង់ ។

៤.៤.គ. Envelope សម្រាប់ការដាក់កាបប្រែក្នុងត្រាំង

Envelopes for Tendon Placement

ក្នុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់បេតុងក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការមិនអាចធំជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតដែលអោយដោយ code ដូចជា ACI, PCI, AASTHO ឬ CEB-FIP ទេ ។ ដូចនេះ គេចាំបាច់ត្រូវបង្កើតនូវតំបន់កំណត់មួយនៅក្នុងមុខកាត់បេតុងដែលជា envelope ដែលគេអាចអនុវត្តកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដោយមិនធ្វើអោយមានក្នុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់បេតុង ។ ពីសមីការ 4.1a យើងមាន

$$f_t = 0 = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right)$$

គេបាន
$$e = \frac{r^2}{c_t}$$

ដូចនេះ ចំណុចស្នូលខាងក្រោម (lower kern point)

$$K_b = \frac{r^2}{c_t}$$

ដូចគ្នា ពីសមីការ 4.1b ប្រសិនបើ $f_b = 0$ នោះគេបាន $-e = r^2 / c_b$ ដែលសញ្ញាដកតំណាងអោយការវាស់ឡើងលើពីអ័ក្សណឺត ឯចំណុចផ្ចិតវិជ្ជមានជាការវាស់ចុះក្រោម ។ ដូចនេះ upper kern point គឺ

$$K_t = \frac{r^2}{c_b}$$

ពីការកំណត់ចំណុចស្នូលខាងលើ និងខាងក្រោមមក យើងឃើញយ៉ាងច្បាស់ថាៈ

(a) ប្រសិនបើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងមានអំពើនៅខាងក្រោម lower kern point វានឹងកើតមានក្នុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងលើរបស់មុខកាត់បេតុង ។

(b) ប្រសិនបើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងមានអំពើនៅខាងលើ upper kern point វានឹងកើតមានក្នុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងក្រោមរបស់មុខកាត់បេតុង ។

គេអាចកំណត់ចំណុចស្នូលខាងស្តាំ និងខាងឆ្វេងនៃខ្សែស៊ីមេទ្រីបញ្ឈរបស់មុខកាត់តាមលក្ខណៈដូចគ្នា ដូចនេះគេនឹងទទួលបានផ្ទៃស្នូលសម្រាប់អនុវត្តកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងទៅលើដែកប្រែក្នុងត្រាំង ។ រូបទី ៤.១១ បង្ហាញពីស្នូលសម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណ ។

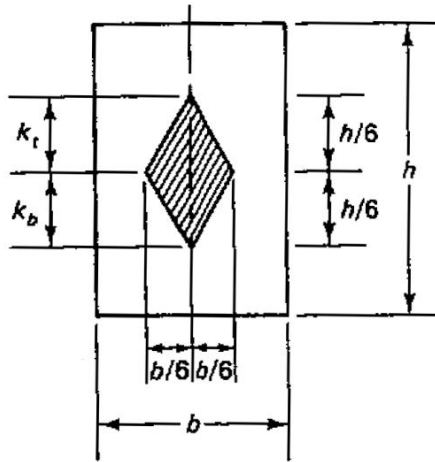


Figure 4.11 Central kern area for a rectangular section.

៤.៤.ឃ. គុណសម្បត្តិនៃការដាក់កាបប្រែក្នុងត្រាំងជា curved ឬ harped

Advantages of Curved or Harped Tendons

ទោះបីជាគេប្រើដែកប្រែក្នុងត្រាំងត្រង់យ៉ាងទូលាយនៅក្នុងផ្ទាំងប្រវែងល្មមដែលចាក់ស្រេចក៏ដោយ ក៏ជាទូទៅគេប្រើកាបប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានទម្រង់កោងនៅក្នុងអង្គត់រងការទាញជាក្រោយ (post-tensioned element) ដែលចាក់នៅនឹងកន្លែងដែរ ។ គេចែក tendon ដែលមិនត្រង់ជាពីរប្រភេទ៖

(a) Draped: មានទម្រង់កោងដូចប៉ារ៉ាបូល ត្រូវបានគេប្រើនៅក្នុងផ្ទាំងដែលរងបន្ទុកខាងក្រៅពង្រាយស្មើជាបឋម ។

(b) Harped: tendon ទ្រេតដែលមិនជាប់ (តាមន័យគណិតវិទ្យា) នៅត្រង់ប្លង់រងបន្ទុកចំណុច ត្រូវបានគេប្រើនៅក្នុងផ្ទាំងដែលរងបន្ទុកចំណុចទទឹងអ័ក្សជាបឋម ។

រូបទី ៤.១២, ៤.១៣ និង ៤.១៤ បង្ហាញពី alignment, ម៉ូម៉ង់ពត់ និងការពង្រាយក្នុងត្រាំងសម្រាប់ផ្ទាំងដែលរងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដោយកាបប្រែក្នុងត្រាំងត្រង់, draped, និង harped រៀងគ្នា ។ ដ្យាក្រាមទាំងនេះចង់

បង្ហាញពីផលចំណេញផ្នែកសេដ្ឋកិច្ចរបស់ draped និង harped tendon លើដៃកប្រែកុងត្រាំងត្រង់ ។ នៅក្នុងរូបទី ៤.១២ ត្រង់មុខកាត់ 1-1 កុងត្រាំងទាញរបស់បេតុងដែលគេមិនប្រាថ្នាចង់បានបានបង្ហាញនៅសរសៃខាងលើ ។ មុខកាត់ 1-1 នៅក្នុងរូបទី ៤.១៣ និង ៤.១៤ បង្ហាញថាកុងត្រាំងសង្កត់រាយស្មើប្រសិនបើ tendon ធ្វើអំពើនៅត្រង់ cgc នៃមុខកាត់នៅត្រង់ទម្រ ។ ផលប្រយោជន៍ផ្សេងទៀតរបស់ draped និង harped tendon គឺវាអនុញ្ញាតអោយផ្ទុកប្រែកុងត្រាំងទ្របន្តកម្រិត ដោយសារឥទ្ធិពលលំនឹងរបស់បង្កកម្លាំងបញ្ឈររបស់កាបប្រែកុងត្រាំងមិនត្រង់ ។ និយាយម្យ៉ាងទៀត កម្លាំងប្រែកុងត្រាំងដែលត្រូវការ P_p សម្រាប់ parabolic tendon នៅក្នុងរូបទី ៤.១៣ និង P_h សម្រាប់ harped tendon នៅក្នុងរូបទី ៤.១៤ មានតម្លៃតូចជាងកម្លាំងដែលត្រូវការនៅក្នុង straight tendon នៅក្នុងរូបទី ៤.១៤ ។ ដូចនេះ សម្រាប់កម្រិតកុងត្រាំងដូចគ្នា គេត្រូវការចំនួន strand តិចជាងសម្រាប់ករណី draped ឬ harped tendon និងពេលខ្លះគេអាចប្រើមុខកាត់បេតុងតូចជាងក្នុងការគណនាដោយទទួលបាននូវលទ្ធផលប្រកបដោយប្រសិទ្ធភាព (ប្រៀបធៀបឧទាហរណ៍ ៤.២ និង ៤.៣ ម្តងទៀត) ។

៤.៤.៥. Limiting-Eccentricity Envelopes

គេចង់បានចំណាកផ្ចិតគណនារបស់ tendon តាមបណ្តោយល្វែងដែលធ្វើយ៉ាងណាមិនបង្កើតកុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់ផ្ទុកដែលគ្រោះថ្នាក់ ។ ប្រសិនបើគេមិនចង់បានកុងត្រាំងទាញតាមបណ្តោយល្វែងរបស់ផ្ទុកនៅក្នុងរូបទី ៤.១៥ ដែលប្រើ draped tendon គេត្រូវកំណត់ចំណាកផ្ចិតត្រង់មុខកាត់តាមបណ្តោយផ្ទុក ។ ប្រសិនបើ M_D ជាម៉ូម៉ង់ទម្ងន់ផ្ទាល់ ហើយ M_T ជាម៉ូម៉ង់សរុបដែលកើតពីបន្ទុកទទឹងអ័ក្សទាំងអស់ នោះដៃឃ្លាស់របស់ម៉ូម៉ង់ couple ដែលបង្កើតដោយ center-of-pressure line (C-line) និងអ័ក្សទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដៃកប្រែកុងត្រាំង (cgs line) ដែលកើតពី M_D និង M_T គឺ $a_{\min}$ និង $a_{\max}$ រៀងគ្នា ដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ៤.១៥ ។

Lower cgs Envelop

ដៃឃ្លាស់អប្បបរមារបស់ tendon couple គឺ

$$a_{\min} = \frac{M_D}{P_i} \quad (4.7a)$$

សមីការនេះកំណត់ចម្ងាយអតិបរមានៅពីខាងក្រោម bottom kern ដែលជាទីតាំងរបស់ខ្សែ cgs ដូចនេះ C-line មិនធ្លាក់នៅពីខាងក្រោមខ្សែ bottom kern បានទេ អញ្ចឹងហើយវាអាចការពារមិនអោយមានកុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងលើបំផុតបាន ។

ដូចនេះ limiting bottom eccentricity គឺ

$$e_b = (a_{\min} + k_b) \quad (4.7b)$$

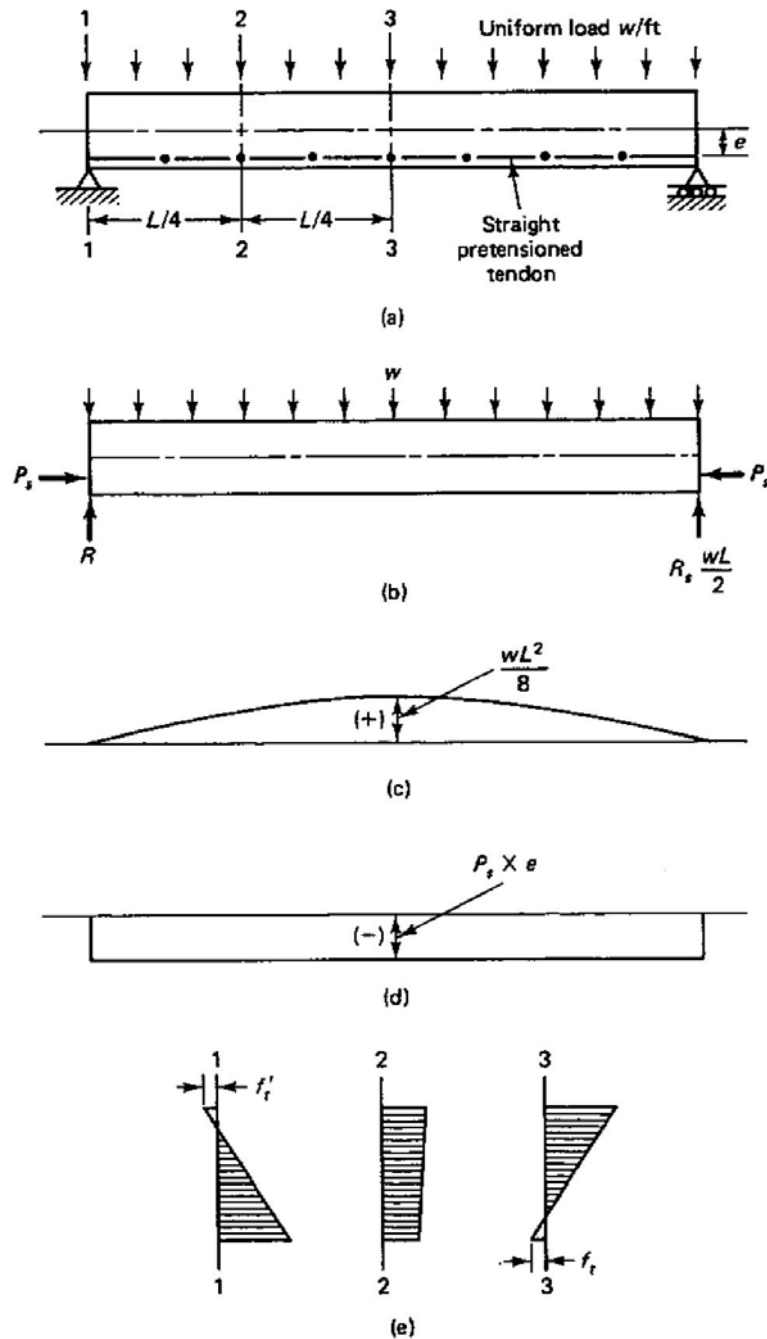


Figure 4.12 Beam with straight tendon. (a) Beam elevation. (b) Free-body diagram. (c) External load balancing moment diagram. (d) Prestressing force bending moment diagram. (e) Typical stress distribution in sections 1, 2, and 3 (Equation 4.3).

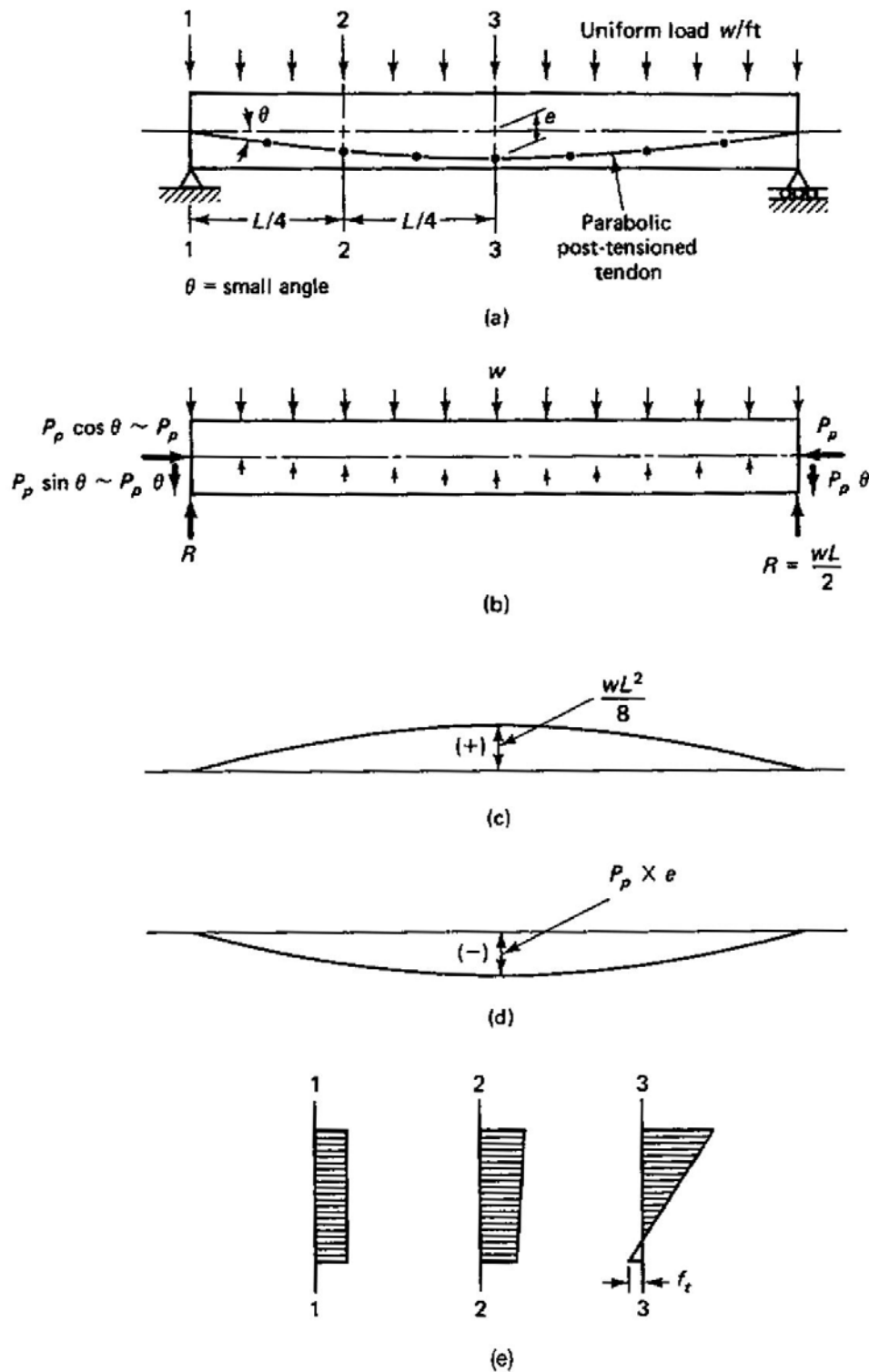


Figure 4.13 Beam with parabolic draped tendon. (a) Beam elevation. (b) Free-body diagram. (c) External load bending moment diagram. (d) Prestressing force bending moment diagram. (e) Typical stress distribution on sections 1, 2, and 3 (Equation 4.3).

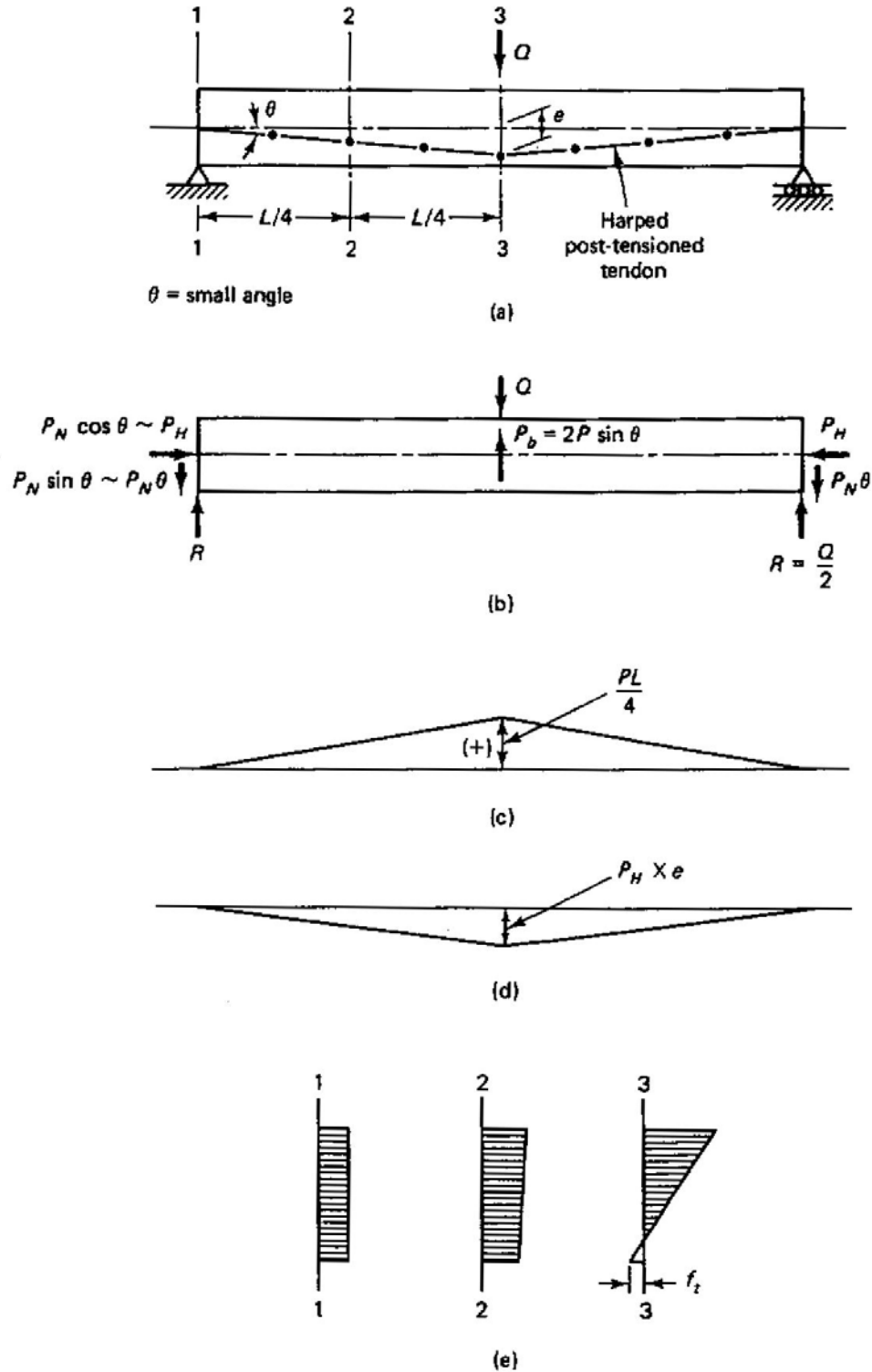


Figure 4.14 Beam with harped tendon. (a) Beam elevation. (b) Free-body diagram. (c) External load bending moment diagram. (d) Prestressing force bending moment diagram. (e) Typical stress distribution in sections 1, 2, and 3 (Equation 4.3).

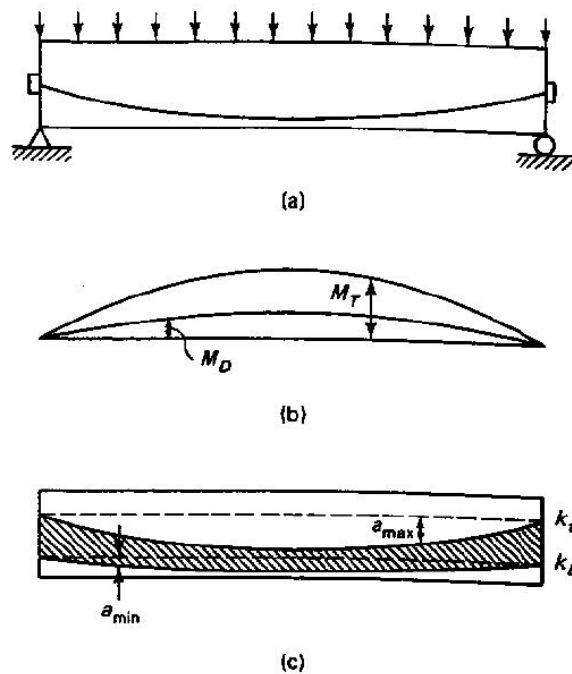


Figure 4.15 Cgs envelope determination. (a) One tendon location in beam. (b) Bending moment diagram. (c) Limiting cgs envelope.

Upper cgs Envelop

ដៃឃ្លានអតិបរមារបស់ tendon couple គឺ

$$a_{\max} = \frac{M_T}{P_e} \quad (4.7c)$$

សមីការនេះកំណត់មួយអប្បបរមានៅពីខាងក្រោម top kern ដែលជាទីតាំងរបស់ខ្សែ cgs ដូចនេះ C-line មិនស្ថិតនៅពីខាងលើខ្សែ top kern បានទេ អញ្ចឹងហើយវាអាចការពារមិនអោយមានកុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងក្រោមបំផុតបាន ។

ដូចនេះ limiting top eccentricity គឺ

$$e_t = (a_{\max} - k_t) \quad (4.7d)$$

ក្នុងខ្លះអនុញ្ញាតអោយប្រើកុងត្រាំងទាញកំណត់សម្រាប់នៅពេលផ្ទេរ និងនៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ ។ នៅក្នុងករណីបែបនេះ គេអាចអនុញ្ញាតអោយខ្សែ cgs អាចស្ថិតនៅខាងក្រៅ limiting cgs envelop ដែលបានបង្ហាញនៅក្នុងសមីការ 4.7a និង c បន្តិចបន្តួច ។

ប្រសិនគេបន្ថែមចំណាកផ្ចិតបន្ថែមនៅលើ cgs-line envelop នោះវានឹងធ្វើអោយមានកុងត្រាំងទាញកំណត់នៅលើសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់បេតុង ។ កុងត្រាំងខាងលើ និងខាងក្រោមបន្ថែមគឺ

$$f^{(t)} = \frac{P_i e'_b c_t}{I_c} \quad (4.8a)$$

និង
$$f^{(b)} = \frac{P_e e'_t c_b}{I_c} \quad (4.8b)$$

ដែល t និង b តំណាងអោយសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោម រៀងគ្នា ។ ពីសមីការ 4.6 ចំណាកផ្ចិតបន្ថែមដែលត្រូវបន្ថែមទៅលើសមីការ 4.7b និង d គឺ

$$e'_b = \frac{f^{(t)} A_c k_b}{P_i} \quad (4.9a)$$

និង
$$e'_t = \frac{f^{(b)} A_c k_t}{P_e} \quad (4.9b)$$

Envelop ដែលអនុញ្ញាតក្នុងត្រាំងកំណត់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.១៦ ។ គេគួរចំណាំថា នៅពេល upper envelop នៅខាងក្រៅមុខកាត់ ហើយក្នុងត្រាំងនៅមានតម្លៃកំណត់អនុញ្ញាត នោះបង្ហាញថាមុខកាត់គ្មានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចទេ ។ បម្រែបម្រួលចំណាកផ្ចិត ឬកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងធ្វើអោយការគណនាកាន់តែប្រសើរ ។

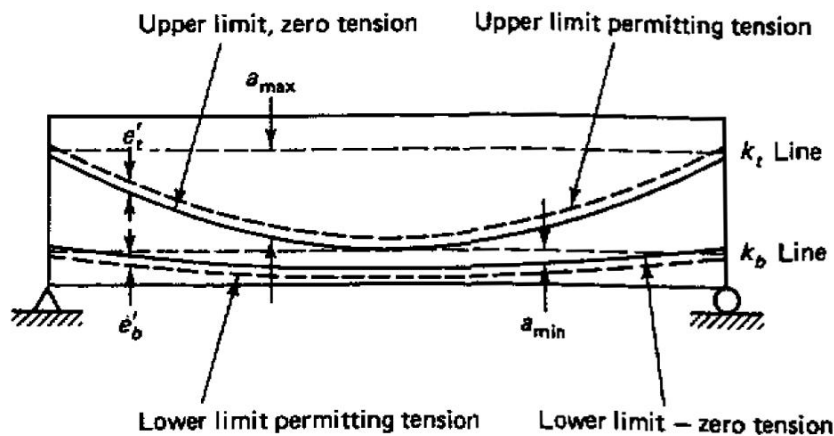


Figure 4.16 Envelope permitting tension in concrete extreme fibers.

៤.៤.២. Envelopes ដែកប្រែក្នុងត្រាំង (prestressing Tendon Envelopes)

ឧទាហរណ៍ ៤.៤: ឧបមាថាផ្ទាំងនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ជា post-tensioned bonded beam ហើយដែកប្រែក្នុងត្រាំងមានរាងប៉ារ៉ាបូល ។ កំណត់ limiting envelop សម្រាប់ទីតាំងរបស់ tendon ដែលកម្រិតក្នុងត្រាំងសរសៃរបស់បេតុងមិនធំជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត ។ គិតថាមុខកាត់ត្រង់ចំណុចកណ្តាលល្វែង មួយភាគបួននៃល្វែង និងចុងផ្ទាំងជាមុខកាត់ដែលត្រូវគណនា ។ សន្មតថាតម្លៃរបស់កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដូចគ្នានៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ប៉ុន្តែ $P_i = 549,423lb$, $P_e = 450,526lb$, $f'_c = 6,000 psi$, $e_c = 13in$ និង $e_e = 6in$ ។

ដំណោះស្រាយ: ពីឧទាហរណ៍ ៤.២ យើងអាចសង្ខេបម៉ូម៉ង់គណនាបស់ផ្ទៃមអក្សរ I និងលក្ខណៈមុខកាត់ដែលត្រូវការដូចខាងក្រោម:

$$P_i = 549,423 \text{ lb} (2,431 \text{ kN})$$

$$P_e = 450,526 \text{ lb} (2,004 \text{ kN})$$

$$M_D = 2,490,638 \text{ in.} - \text{lb} (281 \text{ kN.m})$$

$$M_{SD} + M_L = 7,605,000 \text{ in.} - \text{lb} (859 \text{ kN.m})$$

$$M_T = M_D + M_{SD} + M_L = 10,095,638 \text{ in.} - \text{lb} (1,141 \text{ kN.m})$$

$$A_c = 377 \text{ in.}^2 (2,536 \text{ cm}^2)$$

$$f'_c = 6,000 \text{ psi}$$

$$r^2 = 187.5 \text{ in.}^2 (1,210 \text{ cm}^2)$$

$$c_t = 21.16 \text{ in.} (537 \text{ mm})$$

$$c_b = 18.84 \text{ in.} (479 \text{ mm})$$

ដោយសារតែម៉ូម៉ង់ពិតនៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះបានមកពីបន្ទុកពង្រាយស្មើ ទម្រង់របស់ដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់មានរាងជាប៉ារ៉ាបូល ជាមួយនឹងម៉ូម៉ង់ដែលមានតម្លៃសូន្យនៅត្រង់ចុងទម្រង់របស់ផ្ទៃមសាមញ្ញ។ ដូចនេះ ម៉ូម៉ង់នៅត្រង់មួយភាគបួននៃប្រវែងល្វែងគឺ

$$M_D = 0.75 \times 2,490,638 = 1,867,979 \text{ in.} - \text{lb} (211 \text{ kN.m})$$

$$M_T = 0.75 \times 10,095,638 = 7,571,729 \text{ in.} - \text{lb} (856 \text{ kN.m})$$

ពីសមីការ 4.6a និង b, kern point limit គឺ

$$k_t = \frac{r^2}{c_b} = \frac{187.5}{18.84} = 9.95 \text{ in.} (253 \text{ mm})$$

$$k_b = \frac{r^2}{c_t} = \frac{187.5}{21.16} = 8.86 \text{ in.} (225 \text{ mm})$$

Lower envelop

ពីសមីការ 4.7a ចម្ងាយអតិបរមាដែលខ្សែ cgs ត្រូវបានដាក់ពីក្រោម bottom kern ដើម្បីការពារក្នុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងលើបំផុតត្រូវបានកំណត់ដូចខាងក្រោម

(i) កណ្តាលល្វែង

$$a_{\min} = \frac{M_D}{P_i} = \frac{2,490,638}{549,423} = 4.53 \text{ in.} (115 \text{ mm})$$

$$\text{យើងទទួលបាន } e_1 = k_b + a_{\min} = 8.86 + 4.53 = 13.39 \text{ in.} (340 \text{ mm})$$

(ii) មួយភាគបួននៃល្វែង

$$a_{\min} = \frac{1,867,979}{549,423} = 3.40in.(340mm)$$

$$\text{យើងទទួលបាន } e_2 = 8.86 + 3.40 = 12.26in.(311mm)$$

(iii) លើទម្រ

$$a_{\min} = 0$$

$$\text{យើងទទួលបាន } e_3 = 8.86 + 0 = 8.86in.(225mm)$$

Upper envelop

ពីសមីការ 4.7b ចម្ងាយអតិបរមាដែលខ្សែ cgs ត្រូវបានដាក់ពីក្រោម top kern ដើម្បីការពារកុងត្រាំង ទាញនៅសរសៃខាងក្រោមបំផុតត្រូវបានកំណត់ដូចខាងក្រោម

(i) កណ្តាលល្វែង

$$a_{\min} = \frac{M_T}{P_e} = \frac{10,095,638}{450,526} = 22.41in.(569mm)$$

$$\text{យើងទទួលបាន } e_1 = a_{\max} - k_t = 22.41 - 9.95 = 12.46in.(316mm)$$

$$\text{កម្រាស់បេតុងការពារដៃក} = 3.0in.$$

ចំណាំថា e_1 មិនអាចធំជាង c_b បើមិនដូច្នោះទេ tendon នឹងនៅខាងក្រៅមុខកាត់ ។

(ii) មួយភាគបួននៃល្វែង

$$a_{\min} = \frac{7,571,729}{450,526} = 16.80in.(427mm)$$

$$\text{យើងទទួលបាន } e_2 = 16.80 - 9.95 = 6.85in.(174mm)$$

(iii) លើទម្រ

$$a_{\min} = 0$$

$$\text{យើងទទួលបាន } e_3 = 0 - 9.95 = 9.95in.(-253mm) \quad (9.95in. \text{ ស្ថិតនៅពីលើខ្សែ cgs})$$

សម្រាប់ការងារអនុវត្ត

សន្មតថាកុងត្រាំងសរសៃទាញអតិបរមាក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការសម្រាប់ការងារបង្កើត cgs envelope មិន ត្រូវធំជាង $f_t = 6\sqrt{f'_c} = 465psi$ សម្រាប់សរសៃខាងលើ និងខាងក្រោម ។ ពីសមីការ 4.9a ចំណាកផ្ចិតបន្ថែម ដែលត្រូវបន្ថែមទៅលើ lower cgs envelope ដើម្បីអនុញ្ញាតអោយមានកុងត្រាំងទាញកំណត់នៅសរសៃខាងលើ គឺ

$$e'_b = \frac{f^{(t)} A_c k_b}{P_i} = \frac{465 \times 377 \times 8.86}{549,423} = 2.83 \text{ in. (72 mm)}$$

ដូចគ្នា ពីសមីការ 4.9b ចំណែកផ្ចិតដែលត្រូវបន្ថែមទៅលើ upper cgs envelop ដើម្បីអនុញ្ញាតអោយមានកុងត្រាងទាញកំណត់នៅសរសៃខាងក្រោមគឺ

$$e'_t = \frac{f^{(b)} A_c k_t}{P_e} = \frac{465 \times 377 \times 9.95}{450,526} = 3.87 \text{ in. (98 mm)}$$

ដូចនេះ យើងបានតារាងសង្ខេបពី cgs envelope ចំណែកផ្ចិតដូចខាងក្រោម៖

	Zero tension, in.	Increment	Allowable tension, in.
Midspan			
Lower envelope	13.39	+2.83	16.22
Upper envelope	12.46	-3.87	8.59
Quarter span			
Lower envelope	12.26	+2.83	15.09
Upper envelope	6.86	-3.87	2.99
Support			
Lower envelope	8.86	+2.83	11.69
Upper envelope	-9.95	-3.87	-13.82

Actual midspan eccentricity $e_c = 13 \text{ in.} < 16.22 \text{ in.}$
Hence, tendon is inside envelope at midspan.
Actual support eccentricity $e_c = 6 \text{ in.} < 11.69 \text{ in.}$
Hence, tendon is also inside envelope at support.

រូបទី ៤.១៧ បង្ហាញពី cgs envelope សម្រាប់កុងត្រាងទាញស្មើសូន្យ និងកុងត្រាងទាញកំណត់នៅក្នុងបេតុង។

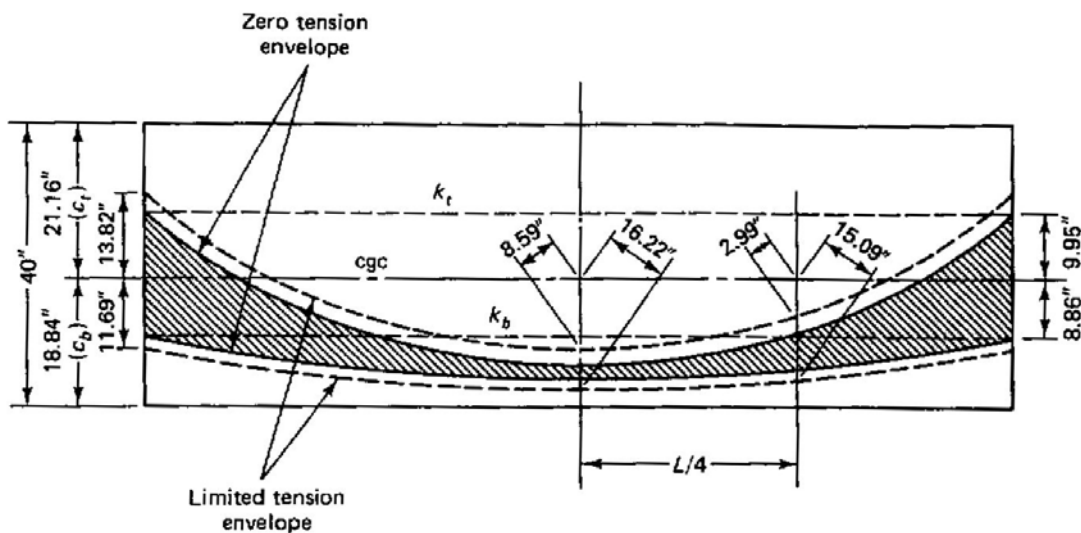


Figure 4.17 Cgs-line envelopes for the prestressing tendon (1 in. = 25.4 mm).

៤.៤.៨. ការកាត់បន្ថយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្បែរទម្រ

Reduction of Prestress Force near Support

ដូចបានឃើញពីឧទាហរណ៍ ៤.៣ និងកថាខណ្ឌ ៤.៤.៣ និង ៤.៤.៥ ខាងលើ straight tendon នៅក្នុង pretensioned member អាចធ្វើអោយមានក្នុងត្រាំងទាញទៅសរសៃខាងក្រៅរបស់បេតុងនៅត្រង់ទម្រ ដោយសារអវត្តមានក្នុងត្រាំងម៉ូម៉ង់ពិតដែលបានពីទម្រង់ផ្ទាល់ និងបន្ទុកបន្ថែម ។ គេមានវិធីធម្មតាពីរក្នុងការកាត់បន្ថយក្នុងត្រាំង នៅត្រង់មុខកាត់ទម្រដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។ វិធីទាំងពីរនោះគឺ៖

- ផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិតរបស់កាបខ្លះ ដោយលើកពួកវាឡើងទៅកាន់តំបន់ទម្រដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.១៨ (a) ។ វិធីនេះកាត់បន្ថយតម្លៃម៉ូម៉ង់ ។
- ស្រោបកាបខ្លះដោយបំពង់ប្លាស្ទិចទៅកាន់តំបន់ទម្រ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.១៨(b) ។ វិធីនេះកាត់បន្ថយផ្នែកនៃក្នុងត្រាំងផ្ទេររបស់កាបនៅចម្ងាយខ្លះពីមុខកាត់ទម្រនៃផ្ទៃប្រែក្នុងត្រាំងទម្រសាមញ្ញ ។ ចំណាំថាកាបដែលលើកឡើងក៏ត្រូវបានប្រើនៅក្នុងផ្ទៃប្រែក្នុងត្រាំងល្វែងរវែងដែលរងប្រែក្នុងត្រាំងជាក្រោយផងដែរ ។ គេមិនត្រូវការផ្នែកមិនជាប់របស់ tendon ដោយលក្ខណៈទ្រីស្តី ដោយលើកវាឡើងលើទេ ។ កំហាតបង់ដោយសារកម្លាំងកកិតបន្ថែមដោយសារខ្សែកោងបញ្ចូលទៅក្នុងការគណនា ឬការវិភាគមុខកាត់ ។

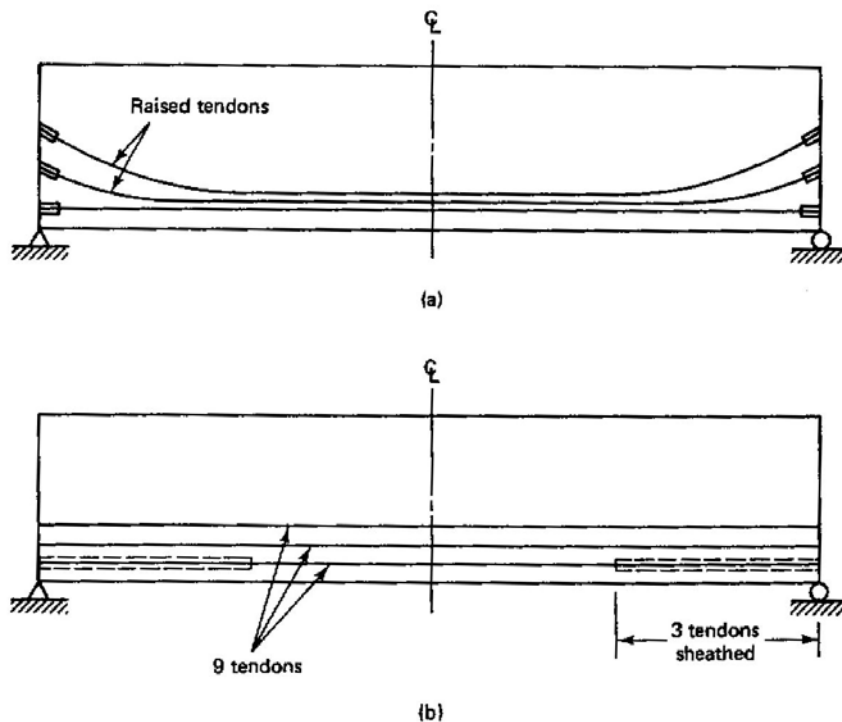


Figure 4.18 Reduction of prestressing force near supports. (a) Raising part of the tendons. (b) Sheathing part of the tendons.

៤.៥. End Block at Support Anchorage Zones

៤.៥.ក. ការបែងចែកក្នុងត្រាំង

Stress Distribution

ក្នុងត្រាំងសង្កត់ចំណុចដ៏ធំនៅក្នុងអ័ក្សបណ្តោយកើតមាននៅត្រង់មុខកាត់ទម្រនៃលើកំណាត់ដ៏តូចនៃផ្ទៃរបស់ចុងធ្នឹម (ទាំងនៅក្នុង pretensioned beam និង post-tensioned beam) ដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដ៏ធំ។ នៅក្នុង pretensioned beam បន្ទុកផ្ទេរចំណុចរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងទៅលើបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញកើតឡើងបន្តិចម្តងៗរហូតដល់វាក្លាយទៅជាមានលក្ខណៈពង្រាយស្មើលើប្រវែង l_t ពីផ្ទៃនៃមុខកាត់ទម្រ។

នៅក្នុង post-tensioned beam ការបែងចែក និងការផ្ទេរកម្លាំងបន្តិចម្តងៗតាមរបៀបនេះមិនអាចធ្វើទៅបានទេ ដោយសារកម្លាំងមានអំពើដោយផ្ទាល់ទៅលើផ្ទៃរបស់ចុងធ្នឹមតាមរយៈ bearing plate និង anchors ។ ហើយ tendon ខ្លះ ឬក៏ទាំងអស់នៅក្នុង post-tensioned beam ត្រូវបានលើកឡើង ឬ draped ទៅកាន់សរសៃខាងលើតាមរយៈផ្នែកនៃទ្រនុងរបស់មុខកាត់បេតុង។

ដោយសារការផ្លាស់ប្តូរក្នុងត្រាំងសង្កត់តាមអ័ក្សពីចំណុចទៅពង្រាយស្មើមិនសន្សឹមៗ វាបង្កើតអោយមានក្នុងត្រាំងទាញទទឹង (transverse tensile stress) ធំក្នុងទិសបញ្ឈរ ដូចនេះហើយ longitudinal bursting cracks ក៏កើតមាននៅ anchorage zone ។ នៅពេលដែលក្នុងត្រាំងធំជាងម៉ូឌុលកាត់របស់បេតុង end block នឹងប្រេះតាមបណ្តោយ លើកលែងតែគេដាក់ដែកបញ្ឈរសមស្រប។ ទីតាំងរបស់ concrete-bursting stress និង resulting bursting crack ក៏ដូចជា surface-spalling crack គឺអាស្រ័យនឹងទីតាំង និងការបែងចែកកម្លាំងចំណុចតាមទិសដេកដែលអនុវត្តដោយដែកប្រែក្នុងត្រាំងទៅលើ end bearing plate ។

ពេលខ្លះគេចាំបាច់បង្កើនក្រឡាផ្ទៃរបស់មុខកាត់ទៅរកទម្រដោយធ្វើការពង្រីកទ្រនុងបន្តិចម្តងៗអោយស្មើទទឹងរបស់ស្លាបនៅត្រង់ទម្រ ក្នុងគោលបំណងដើម្បីធ្វើការលើក tendon ឡើងលើ (មើលរូបទី ៤.១៩(a)) ។ ប៉ុន្តែ ការកើនឡើងក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់បែបនេះមិនបានចូលរួមការការពារ bursting ឬ spalling crack ទេ ហើយវាក៏មិនមានឥទ្ធិពលក្នុងការកាត់បន្ថយកម្លាំងទាញតាមទទឹងនៅក្នុងបេតុងដែរ។ តាមពិត ទាំងលទ្ធផលនៃការពិសោធនិងការវិភាគដោយទ្រឹស្តីនៃ three-dimension stress problem បង្ហាញថាក្នុងត្រាំងទាញអាចកើនឡើង។

ដូចនេះ គេត្រូវការដាក់ anchorage reinforcement ចាំបាច់នៅក្នុងតំបន់ផ្ទេរកម្លាំងក្នុងទម្រង់ដែកកងបិទជិត (closed ties ឬ stirrup) ឬឧបករណ៍ anchorage ដោយដាក់ព័ទ្ធជុំវិញដែកប្រែក្នុងត្រាំងមេទាំងអស់ និងដែកពង្រឹងធម្មតាតាមបណ្តោយ។ រូបទី ៤.២០ បង្ហាញពីគន្លងក្នុងត្រាំងទាញ និងគន្លងក្នុងត្រាំងសង្កត់។

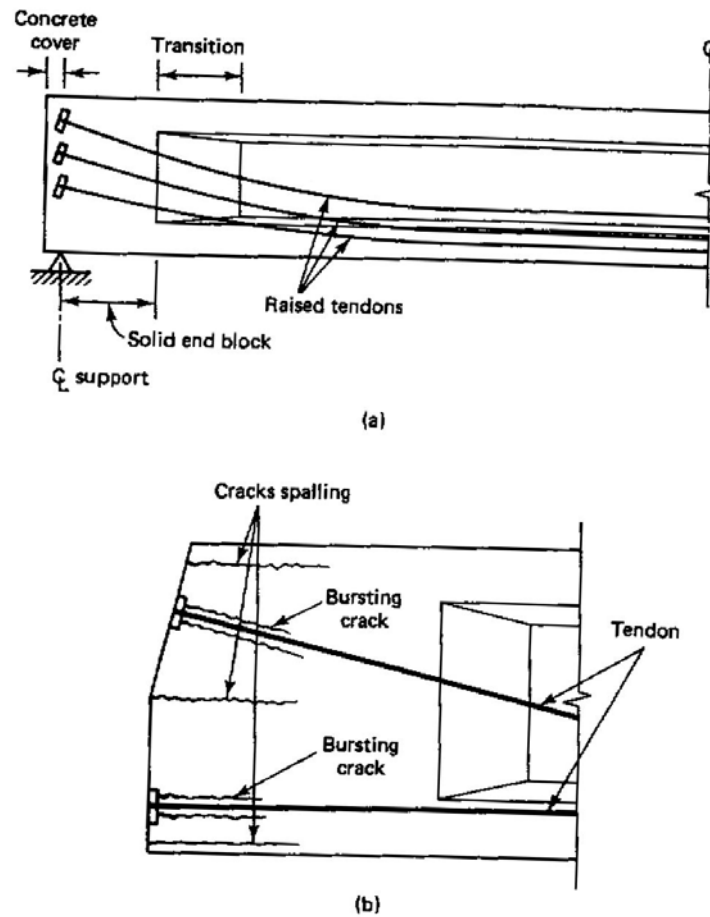


Figure 4.19 End anchorage zones for bonded tendons. (a) Transition to solid section at support. (b) End-zone bursting and spalling cracks.

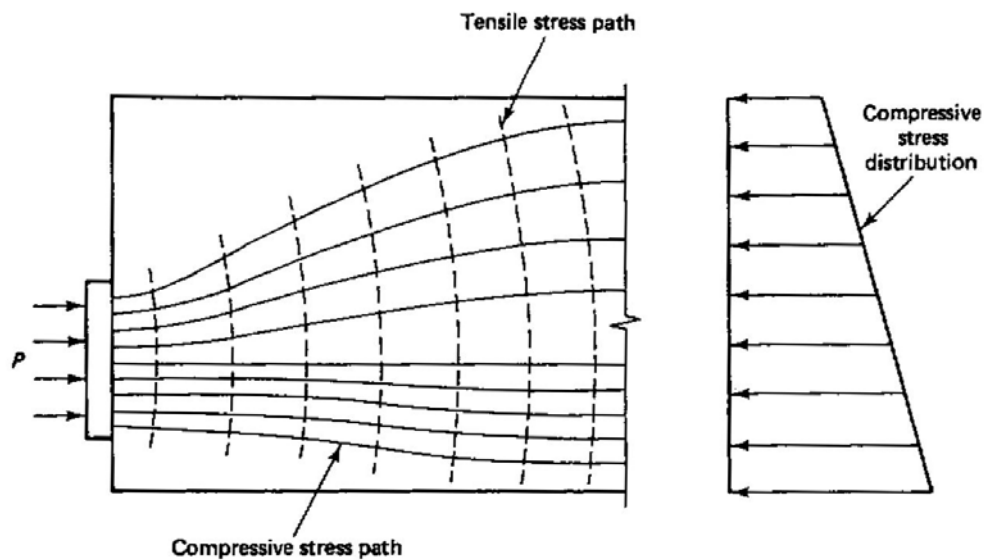


Figure 4.20 Idealized tensile and compressive stress paths at end blocks.

៤.៥.២. ប្រវែងបង្កប់ និងប្រវែងផ្ទេរនៅក្នុងអង្គតំរងប្រេកុងត្រាំងជាមុន

និងការគណនា Anchorage Reinforcement

Development and Transfer Length in Pretensioned Members and Design of Their Anchorage Reinforcement

ដោយសារកម្លាំងទាញ (jacking force) ត្រូវបានប្រលែងទៅលើអង្គតំរងប្រេកុងត្រាំងជាមុន នោះកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងត្រូវបានផ្ទេរដោយលក្ខណៈឌីណាមិចតាមរយៈផ្ទៃប៉ះរវាងដែកប្រេកុងត្រាំង និងបេតុងទៅបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញដែកប្រេកុងត្រាំង។ ភាពស្ថិតរវាងដែកប្រេកុងត្រាំង និងបេតុងលើប្រវែងកំណត់របស់ដែកប្រេកុងត្រាំងផ្ទេរកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងចំណុចសន្សឹមៗទៅមុខកាត់ទាំងមូលរបស់បេតុងត្រង់ប្លង់ដែលចេញពី end block ទៅកាន់កណ្តាលល្វែង។ ប្រវែងបង្កប់កំណត់ទំហំកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងដែលអាចកើតមានតាមបណ្តោយល្វែង។ ប្រវែងបង្កប់កាន់តែវែង កម្លាំងប្រេកុងត្រាំងកាន់តែធំ។

ជាឧទាហរណ៍ សម្រាប់ 7-wire strand អង្កត់ផ្ចិត 1/2in. ដែលមានប្រវែងបង្កប់ 40in.(102cm) បង្កើតកុងត្រាំង 180,000 psi(1,241MPa) ប៉ុន្តែជាមួយនឹងប្រវែងបង្កប់ 70in.(178cm) បង្កើតកុងត្រាំង 206,000 psi (1,420MPa) ។ ពីរូបទី ៤.២១ វាបង្ហាញយ៉ាងច្បាស់ថាប្រវែងបង្កប់ l_d ដែលបង្កើតកុងត្រាំងពេញលេញជាបន្តរវាងប្រវែងផ្ទេរ (transfer length) l_t និងប្រវែងស្អិតដោយការពត់ (flexural bond length) l_f ។

$$l_t = \frac{1}{1,000} \left(\frac{f_{pe}}{3} \right) d_b \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (4.10a)$$

$$l_t = \left(\frac{f_{pe}}{20.7} \right) d_b \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$\text{ឬ} \quad l_t = \frac{f_{pe}}{3000} d_b \quad (4.10b)$$

$$\text{និង} \quad l_f = \frac{1}{1,000} (f_{ps} - f_{pe}) d_b \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (4.10c)$$

$$l_f = \frac{1}{6.9} (f_{ps} - f_{pe}) d_b \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល f_{ps} = កុងត្រាំងនៅក្នុងដែកប្រេកុងត្រាំងនៅពេល nominal strength

f_{pe} = ប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលខាតបង់

d_b = nominal diameter របស់ដែកប្រេកុងត្រាំង

ដោយបញ្ចូលសមីការ 4.10b និង 4.10c យើងបាន

$$l_{d \min} = \frac{1}{1,000} \left(f_{ps} - \frac{2}{3} f_{pe} \right) d_b \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (4.10d)$$

$$l_{d \min} = \frac{1}{6.9} \left(f_{ps} - \frac{2}{3} f_{pe} \right) d_b \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

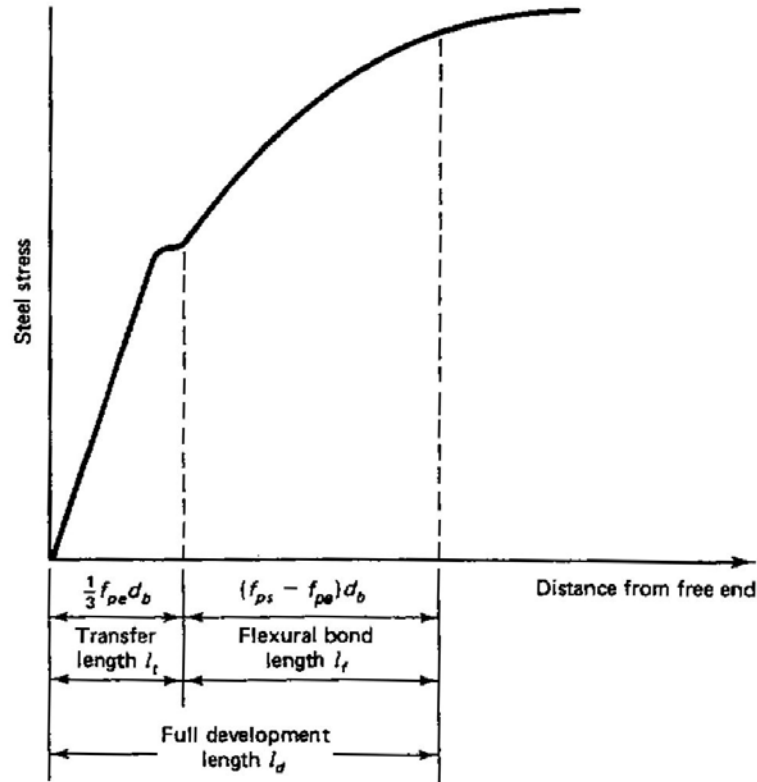


Figure 4.21 Development length for prestressing strand.

សមីការ 4.10d អោយនូវប្រវែងបង្កប់ចាំបាច់អប្បបរមាសម្រាប់ដែកប្រេកុងត្រាំង ។ ប្រសិនបើគេស្រោបដែកប្រេកុងត្រាំងខ្លះឆ្ពោះទៅកាន់ចុងធ្វើដើម្បីកាត់បន្ថយកុងត្រាំងស្ថិតនៅក្បែរខាងចុង នោះកុងត្រាំងផ្ទេរនៅក្នុងតំបន់នោះត្រូវបានកាត់បន្ថយ ហើយគេចាំបាច់ត្រូវធ្វើការកែសម្រួលដោយបង្កើនប្រវែងបង្កប់ l_d ។

៤.៥.២.១. គណនាដែកតំបន់ផ្ទេរនៅក្នុងធ្នឹមរងប្រេកុងត្រាំងជាមុន

Design of Transfer Zone Reinforcement in Pretensioned Beams

តាមការពិសោធន៍ Mattock et al. បានបង្កើតសមីការដែលបានពីការពិសោធន៍សម្រាប់រកកម្លាំងដែកកងសរុប F ដូចខាងក្រោម៖

$$F = 0.0106 \frac{P_i h}{l_t} \quad (4.11)$$

ដែល h ជាកម្ពស់របស់ផ្ទៃមេប្រកុងត្រាំងជាមុន ហើយ l_t ជា transfer length ។ ប្រសិនបើគេយកកុងត្រាំងមធ្យមនៅក្នុងដែកកងត្រឹមពាក់កណ្តាលកុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមា f_s របស់ដែក នោះ $F = 1/2(A_t f_s)$ ។ ដោយជំនួសវាចូលទៅក្នុងសមីការ 4.11 យើងទទួលបាន៖

$$A_t = 0.021 \frac{P_i h}{f_s l_t} \quad (\text{ខ្នាត Us}) \quad (4.12)$$

$$A_t = 21,000 \frac{P_i h}{f_s l_t} \quad (\text{ខ្នាត IS})$$

ដែល A_t ជាក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ដែកកង ហើយ $f_s \leq 20,000 \text{ psi} (138 \text{ MPa})$ សម្រាប់ការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះ ។

៤.៥.២. ការជ្រើសរើសដែកនៅក្នុងផ្ទៃមេប្រកុងត្រាំងជាមុន

Reinforcement Selection in Pretensioned Beams

ឧទាហរណ៍ ៤.៥៖ គណនា anchorage reinforcement ដែលត្រូវការដើម្បីការពារ bursting crack ឬ spalling crack ដែលកើតមាននៅក្នុងផ្ទៃមេនៃឧទាហរណ៍ ៤.២ ។

ដំណោះស្រាយ៖ $P_i = 376,110 \text{ lb} (1,673 \text{ kN})$

ពីសមីការ 4.12 $A_t = 0.021 \frac{P_i h}{f_s l_t}$

ពីសមីការ 4.10b ប្រវែងផ្ទៃរឹត $l_t = (f_{pe} / 3,000) d_b$ ។ ដូចនេះ ដោយសារ $f_{pe} = 154,980 \text{ psi}$ និង $d_b = 1/2 \text{ in.}$ យើងមាន

$$l_t = \frac{154,980}{3,000} \times 0.5 = 25.83 \text{ in.} (66 \text{ cm})$$

ដូចនេះ $A_t = 0.021 \frac{P_i h}{f_s l_t}$

ដោយសារ $f_s \leq 20,000 \text{ psi}$, យើងទទួលបាន

$$A_t = 0.021 \frac{376,110 \times 40}{20,000 \times 25.83}$$

$$= 0.61 \text{ in.}^2 (3.9 \text{ cm}^2)$$

សាកល្បងដែកកងបិទជិត #3

$$2 \times 0.11 = 0.22 \text{ in.}^2 \quad (\text{អង្កត់ផ្ចិត } 9.5 \text{ mm})$$

$$\text{ចំនួនដែកកងអប្បបរមា} = \frac{0.61}{0.22} = 2.78$$

ប្រើដែកកង #3 ចំនួនបីកងដើម្បីបំពេញដែកមេបណ្តោយ ។ ចងបំពេញដែកប្រកុងត្រាំងជាមួយ helical steel wire លើប្រវែងផ្ទៃរឹត l_t ដើម្បីទទួលបានការផ្ទេរដែលមានប្រសិទ្ធភាពល្អ ។

៤.៥.ក. Post-tensioned Anchorage Zones: Linear Elastic and Strut-and-Tie Theories

គេអាចគិត anchorage zone ជាមាឌបេតុងដែលកម្លាំងប្រែក្លងត្រាំងចំណុចនៅត្រង់ anchorage device ពង្រាយជាលក្ខណៈសមាមាត្រតាមទិសទទឹងពេញផ្ទៃទាំងមូលរបស់មុខកាត់បេតុងតាមបណ្តោយល្វែង។ ប្រវែងរបស់តំបន់នេះអនុវត្តតាមគោលការណ៍ St. Venant ដែលក្នុងត្រាំងក្លាយជាពង្រាយស្មើនៅចម្ងាយប្រហាក់ប្រហែលមួយពីមុខ anchorage device ស្មើនឹងកម្ពស់ h របស់មុខកាត់។ ព្រីសទាំងមូលដែលមាន ប្រវែងផ្ទេរ h ជា anchorage zone សរុប។

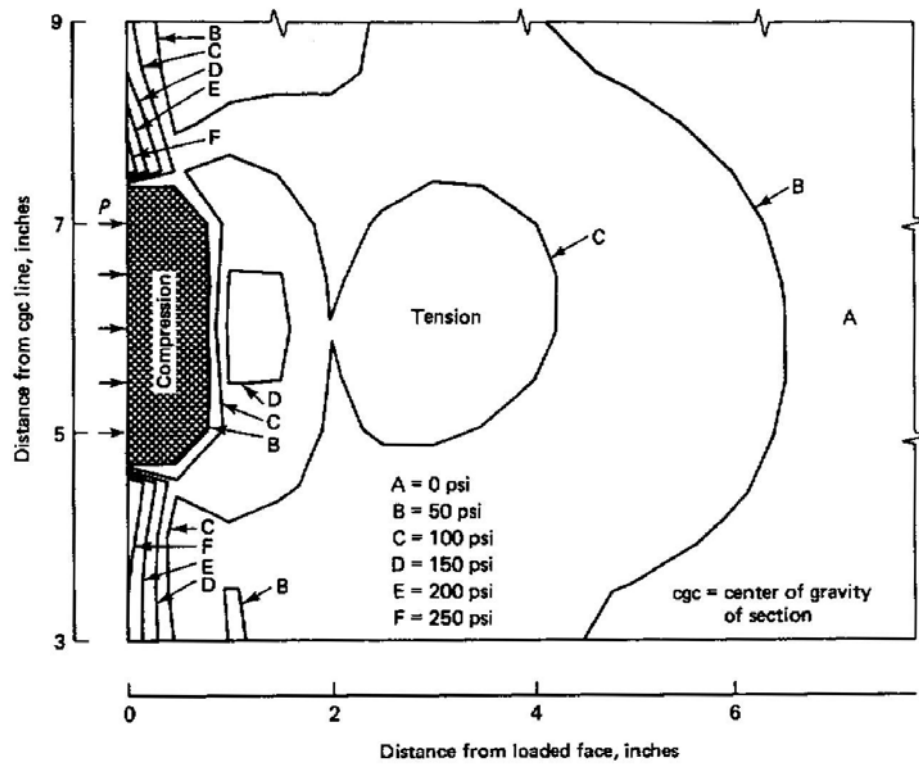
ដូចនេះតំបន់នេះផ្សំឡើងដោយពីរផ្នែក៖

- General Zone: ការរាលដាលទូទៅនៃតំបន់នេះស្រដៀងគ្នានឹង anchorage zone សរុប។ ដូចនេះប្រវែងលាតសន្ធឹងតាមបណ្តោយផ្ទៃស្មើនឹងកម្ពស់មុខកាត់ h នៅក្នុងករណីស្តង់ដារ។
- Local Zone: តំបន់នេះជាព្រីសបន្ថែមនៃបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញ និងនៅពីខាងមុខ anchorage device ភ្លាមៗ និងពី confining reinforcement ។ មើលផ្ទៃឆ្លងនៅក្នុងរូបទី ៤.២២ (c) និងទំហំរបស់វានៅក្នុងរូបទី ៤.២២ (a)។ រូបនេះបង្ហាញពីការបែងចែកក្នុងត្រាំងទាញ និងក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុង local zone និង stress contour របស់វាដែលទទួលបានពី finite element analysis របស់ Rutgers test ។ ប្រវែងរបស់តំបន់នេះជាតម្លៃធំជាងគេក្នុងចំណោមទទឹងអតិបរមា ឬប្រវែងរបស់ anchorage device ។ គេជ្រើសរើស confining reinforcement ពេញ anchorage zone ដើម្បីការពារ bursting និង splitting ដែលកើតពីកម្លាំងសង្កត់ចំណុចដែលបញ្ជូនតាមរយៈ anchorage device ។ លើសពីនេះ គេត្រូវត្រួតពិនិត្យ bearing stress នៅលើបេតុងក្នុង local zone ដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងសង្កត់ដ៏ធំនេះ ដើម្បីធានាថាវាមិនធំជាង allowable compressive bearing stress របស់បេតុង។

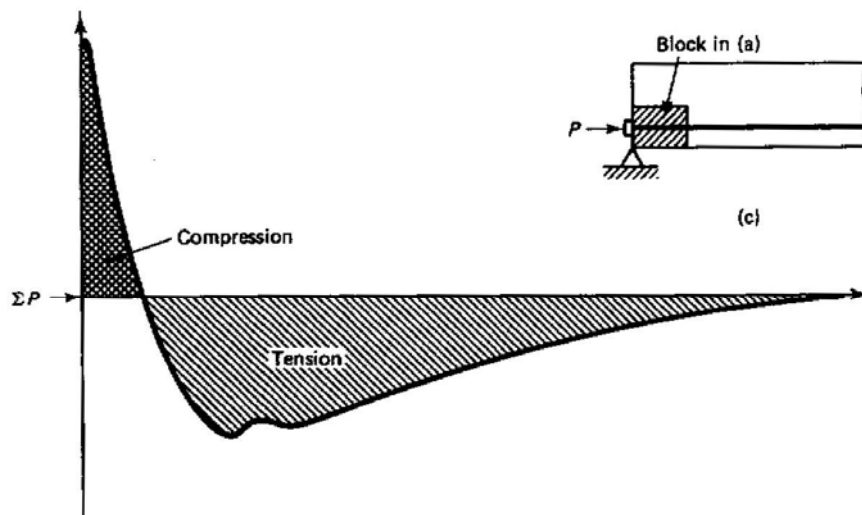
៤.៥.ក.១. វិធីគណនាសម្រាប់ General Zone Design Method for General Zone

គេមានវិធីបីដែលអាចគណនា anchorage zone

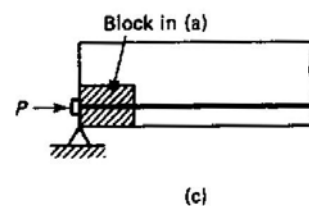
- Linear Elastic Stress analysis approach Including Use of Finite Element: វិធីនេះពាក់ព័ន្ធនឹងការគណនាស្ថានភាពលំអិតរបស់ក្នុងត្រាំងដូចជា linearly elastic ។ ការអនុវត្តនៃ finite element method មានភាពលំបាកខ្លះក្នុងការបង្កើតគំរូដែលមានស្នាមប្រេះដ៏ត្រឹមត្រូវនៅក្នុងបេតុង។ តែជាមួយនឹងការសន្មត់ដ៏សមស្របមួយ គេអាចទទួលបាននូវលទ្ធផលដែលអាចទទួលយកបាន។



(a)



(b)



(c)

Figure 4.22 Principal tensile stress contours of equal vertical stress at anchorage zone (eccentricity $e_a = 6$ in.). (a) Contours of stress. (b) Stress distribution at 4.5 in. above base. (c) Segment of beam elevation. (Nawy et al., Refs. 4.7, 4.28)

- Equilibrium-Based Plasticity Approach ដូចជា Strut-and Tie Method: វិធី strut-and-tie ផ្តល់នូវគន្លងដ៏ល្អសម្រាប់កម្លាំងប្រែក្លាយត្រាំងដែលមានទម្រង់ដូចជាគ្រឿងបង្ក truss ដែលកម្លាំងក្នុងរបស់វាគោរពទៅតាមគោលការណ៍លំនឹងទូទៅ។ Ultimate load ដែលព្យាករណ៍ដោយវិធីនេះទទួលបានពីការបាក់នៃបង្គុំ strut ឬ tie ណាមួយ។ វិធីនេះតែងតែផ្តល់នូវលទ្ធផលដែលមានសុវត្ថិភាពសម្រាប់ការងារអនុវត្តន៍។
- Approach Method: វិធីនេះអនុវត្តសម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណដែលមិនដាច់។

៤.៥.៣.2. វិធីវិភាគ Linear Elastic សម្រាប់កំណត់ Confining Reinforcement

Linear Elastic Analysis Method for Confining Reinforcement Determination

Anchorage zone រងនូវក្នុងត្រាំងប៊ិកម្រិតដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.២២ (a) និង stress contour zone:

- High bearing stress ពីមុខ anchorage device ។ គេត្រូវការបេតុងដែលមានការត្រួតពិនិត្យដ៏ត្រឹមត្រូវដើម្បីការពារការបាក់ដោយក្នុងត្រាំងសង្កត់នៃកំណត់រងការសង្កត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងក្រឡាផ្ទៃផ្ចិតនៃរូបទី ៤.២២(a) និង ៤.២២(c) ។
- Extensive tensile-bursting stress នៅក្នុង tensile contour areas ដែលកែងទៅនឹងអ័ក្សរបស់ tendon ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.២២(a) និង (b) និង នៅក្នុងរូបទី ៤.២៣(b) ។
- ក្នុងត្រាំងសង្កត់ធំនៅក្នុងដែនក្នុងត្រាំង (stress field) ក្រឡាផ្ទៃ D និង E នៅក្នុងរូបទី ៤.២២(a) ។

គេអាចប្រើ linear elastic stress analysis ដើម្បីទាយទីតាំងរបស់ស្នាមប្រេះ និងផ្តល់នូវការប៉ាន់ស្មានប្រហាក់ប្រហែលមួយដែលអាចទទួលបានពីរូបក្នុងត្រាំងក្រោយពេលប្រេះ។ ក្រឡាផ្ទៃដៃក្នុងត្រាំងត្រូវបានកំណត់ដើម្បីទប់ទល់កម្លាំងទាញសរុបដែលទទួលបានពីការប្រមូលផ្តុំក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុង។ គេត្រូវបន្ថែមដែនរងការសង្កត់នៅក្នុងតំបន់សង្កត់ ប្រសិនបើកម្លាំងសង្កត់ធំ។

Linearly elastic finite element analysis ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.២២ ផ្តល់នូវការគណនាស្ថានភាពរបស់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុង anchorage zone សុក្រិតជាង។ ប៉ុន្តែ ជំហាននៃការគណនាត្រូវការថែរវៃលាច្រើនជាង និងចំណាយច្រើនជាង។ លទ្ធផលត្រូវបានកំណត់ដោយសារភាពពិបាកក្នុងការបង្កើតគំរូដែលមានស្នាមប្រេះនៅក្នុងបេតុងដ៏ត្រឹមត្រូវ។ គេអាចប្រើ nonlinear finite element analysis ដើម្បីទាយនូវ post-cracking response ។

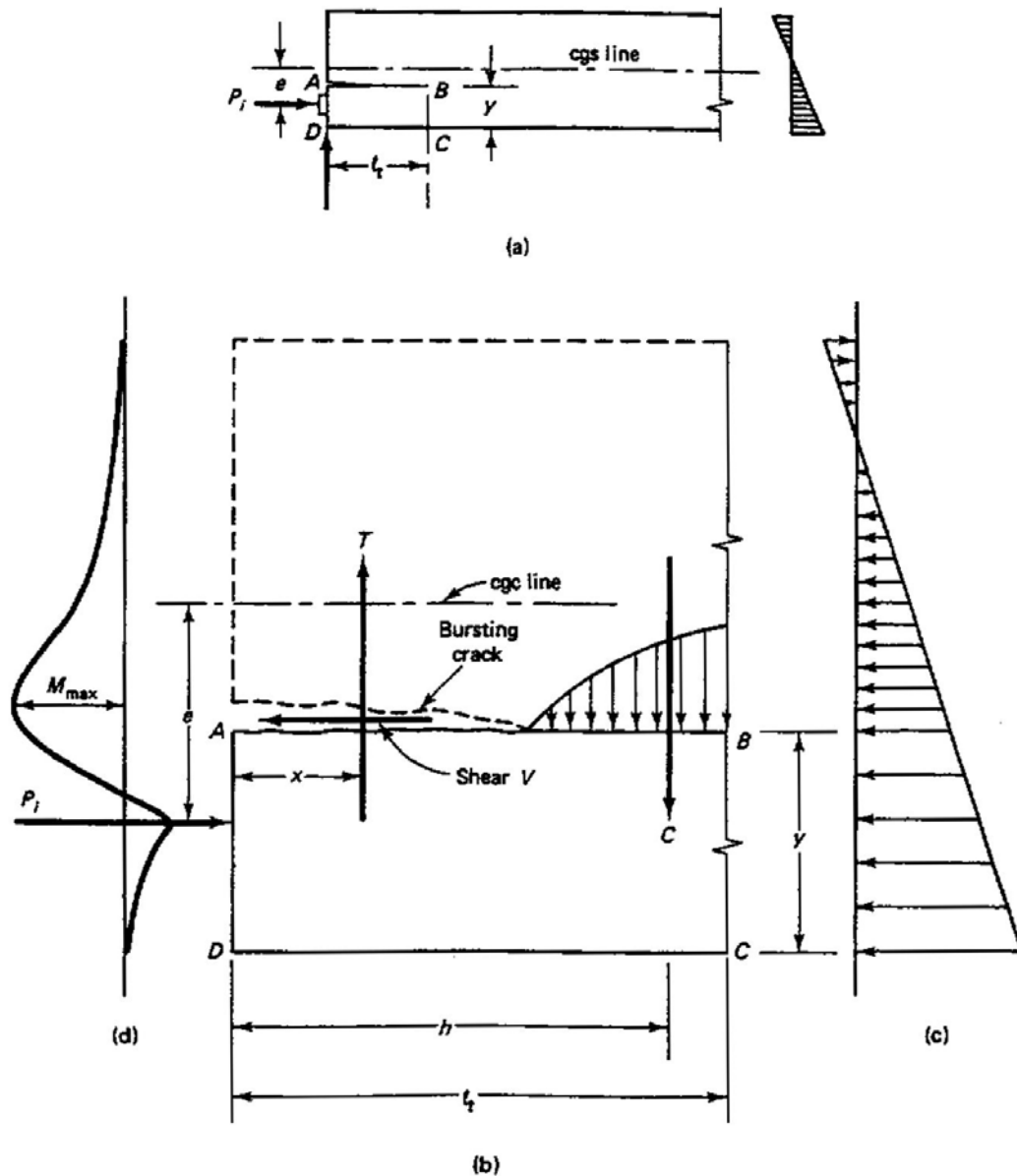


Figure 4.23 Post-tensioned beam end-block forces. (a) Beam elevation, showing transfer length l_t . (b) Free-body diagram ABCD. (c) Fiber stress distribution across beam block depth. (d) Moment values on crack surface AB for all possible locations y across beam block depth.

រូបទី ៤.២៣ បង្ហាញពី linearly elastic end block forces ។ វាបង្ហាញពីកម្លាំង end-block និង ក្នុងត្រង់សរសៃដែកដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្លាយត្រង់ P_i ក៏ដូចជាតម្លៃម៉ូម៉ង់ពត៌សម្រាប់កម្ពស់ប្រែ y ដែល អាចកើតមាននិមួយៗ ពីលើបាតផ្ទៃ CD ។ តម្លៃម៉ូម៉ង់អតិបរមា M_{max} កំណត់ទីតាំងនៃ horizontal bursting crack ។ ម៉ូម៉ង់នេះត្រូវបានទប់ទល់ដោយម៉ូម៉ង់ couple ដែលកើតពីកម្លាំងទាញ T នៃ vertical anchorage

zone reinforcement និងកម្លាំងសង្កត់ C ដែលផ្តល់ដោយ end-block concrete ខណៈដែលកម្លាំងកាត់តាមទិសដេក V នៅត្រង់ crack spite surface ត្រូវបានទប់ទល់ដោយ aggregate interlock force ។ តាមការអង្កេត ដែកកង vertical anchorage zone ដែលផ្តល់កម្លាំង T ត្រូវបានបែងចែកលើតំបន់ដែលមានទទឹង $h/2$ ពីផ្ទៃខាងចុងរបស់ផ្ទាំង ដែលដូចជា X នៅក្នុងរូបទី ៤.២៣ វាអាចប្រែប្រួលពី $h/5$ ទៅ $h/4$ ។

ពីសមីការលំនឹងរបស់ម៉ូម៉ង់

$$T = \frac{M_{\max}}{h - x} \quad (4.13)$$

ហើយក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកបញ្ឈរដែលត្រូវការសរុបក្លាយជា

$$A_t = \frac{T}{f_s} \quad (4.14)$$

ដែលក្នុងត្រង់ដែក f_s ដែលត្រូវបានប្រើនៅក្នុងការគណនានេះមិនត្រូវធំជាង $20,000 \text{ psi} (138.5 \text{ MPa})$ សម្រាប់ការគ្រប់គ្រងទទឹងស្នាមប្រេះ ។

ជាសង្ខេប និងជំនួសអោយ linear elastic finite element analysis គេអាចទទួលដំណើរការដែលបានណែនាំ ទោះបីជាមិនសូវសុក្រិតដូចការគណនា anchorage យ៉ាងលម្អិតដែលនឹងផ្តល់អោយនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.៦ ផ្នែក (a) ក៏ដោយ ។

៤.៥.៣.3. Strut-and-Tie Method for Confining End-Block Reinforcement

Strut-and-tie concept គឺឈរលើ plasticity approach ដែលប៉ាន់ប្រមាណកម្លាំងនៅក្នុង anchorage zone ដោយស៊ីរីនៃ strut សង្កត់ត្រង់ និង tie ទាញត្រង់ដែលភ្ជាប់គ្នាត្រង់ចំណុចមួយដែលគេហៅថា node ដើម្បីក្លាយទៅជា truss ឯកតា។ កម្លាំងសង្កត់ត្រូវបានទប់ទល់ដោយ plastic compressive strut ហើយកម្លាំងទាញត្រូវបានទប់ទល់ដោយដែកមិនមែនប្រកុងត្រាំង ឬដោយដែកប្រកុងត្រាំង។ Yield strength របស់ anchorage confining reinforcement ត្រូវបានប្រើដើម្បីកំណត់ក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ដែកដែលចាំបាច់ប្រើនៅក្នុង anchorage block ។ រូបទី ៤.២៤ បង្ហាញពីកម្លាំងប្រកុងត្រាំងចំនុច និងថាកម្លាំង P ពីមុខចំណុចនៃការអនុវត្តកម្លាំងទាំងនេះតាមរយៈ anchorage device ទៅកាន់ចុងនៃ general zone ដែលក្នុងត្រង់ក្លាយជារាយស្មើតាមគោលការណ៍ St. Venant ។

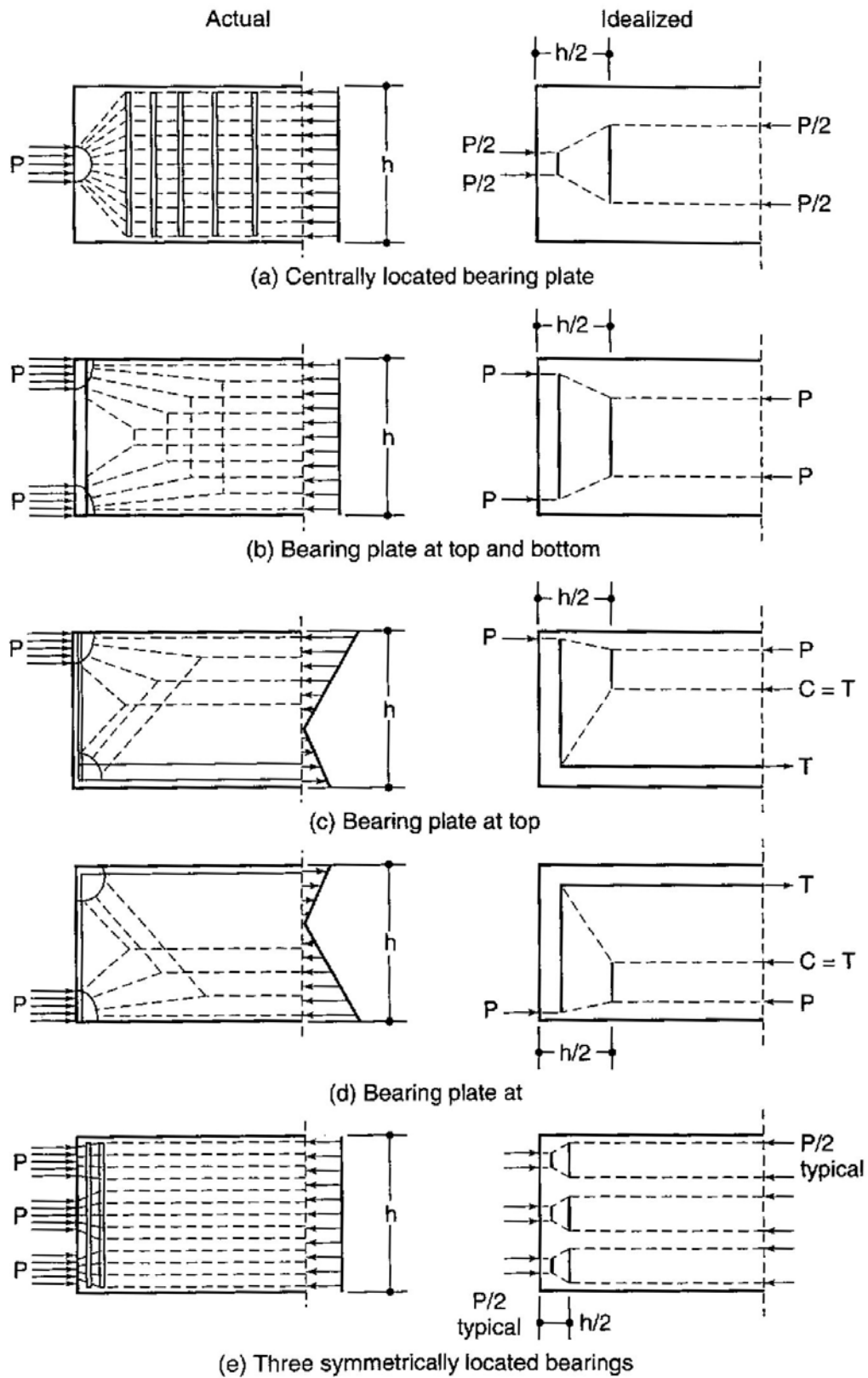


Figure 4.24 Schematic of Compression Strut-and-Tie Force Paths (Adapted from Ref. 4.18).

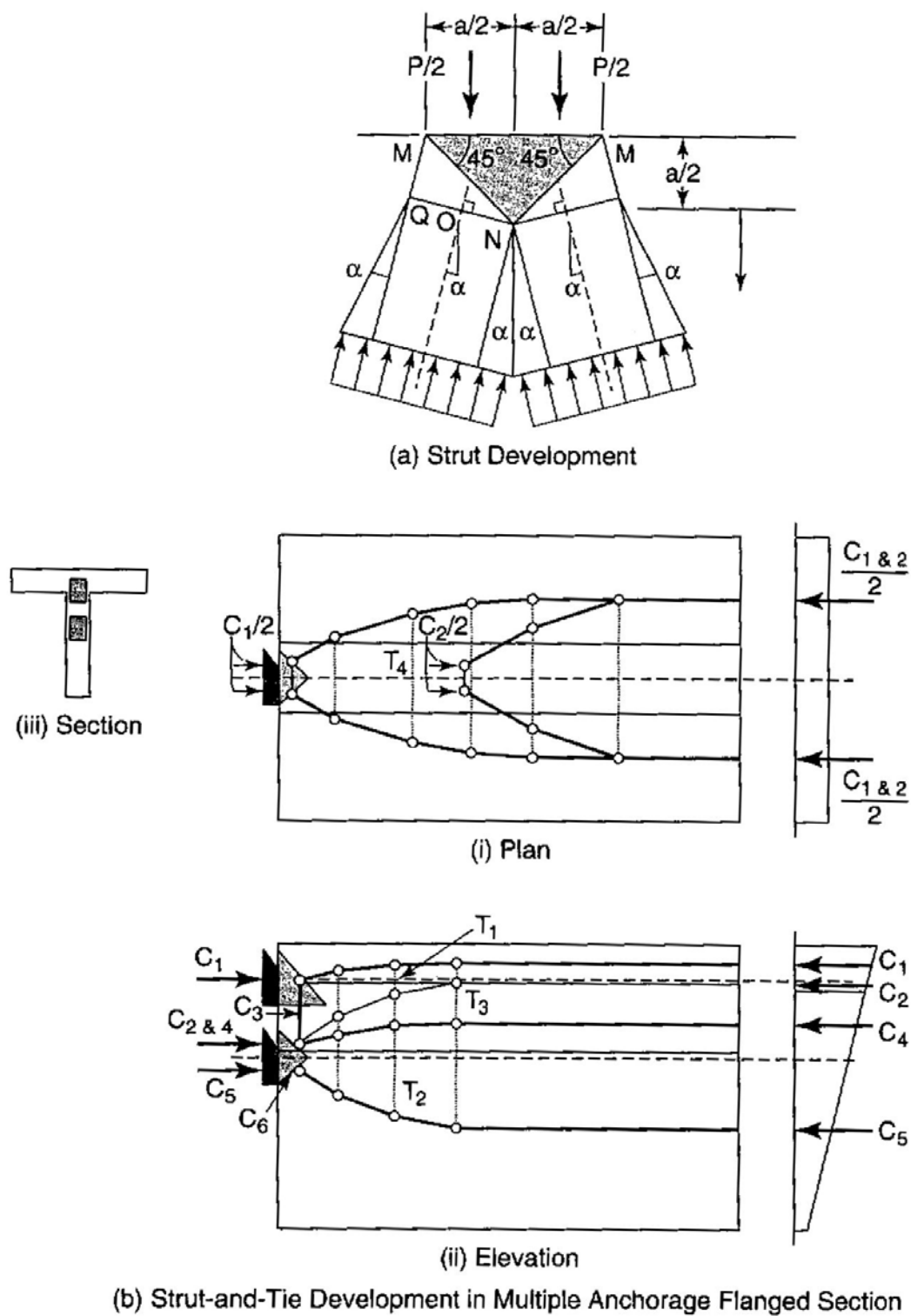


Figure 4.25 Strut-and-Tie Development.

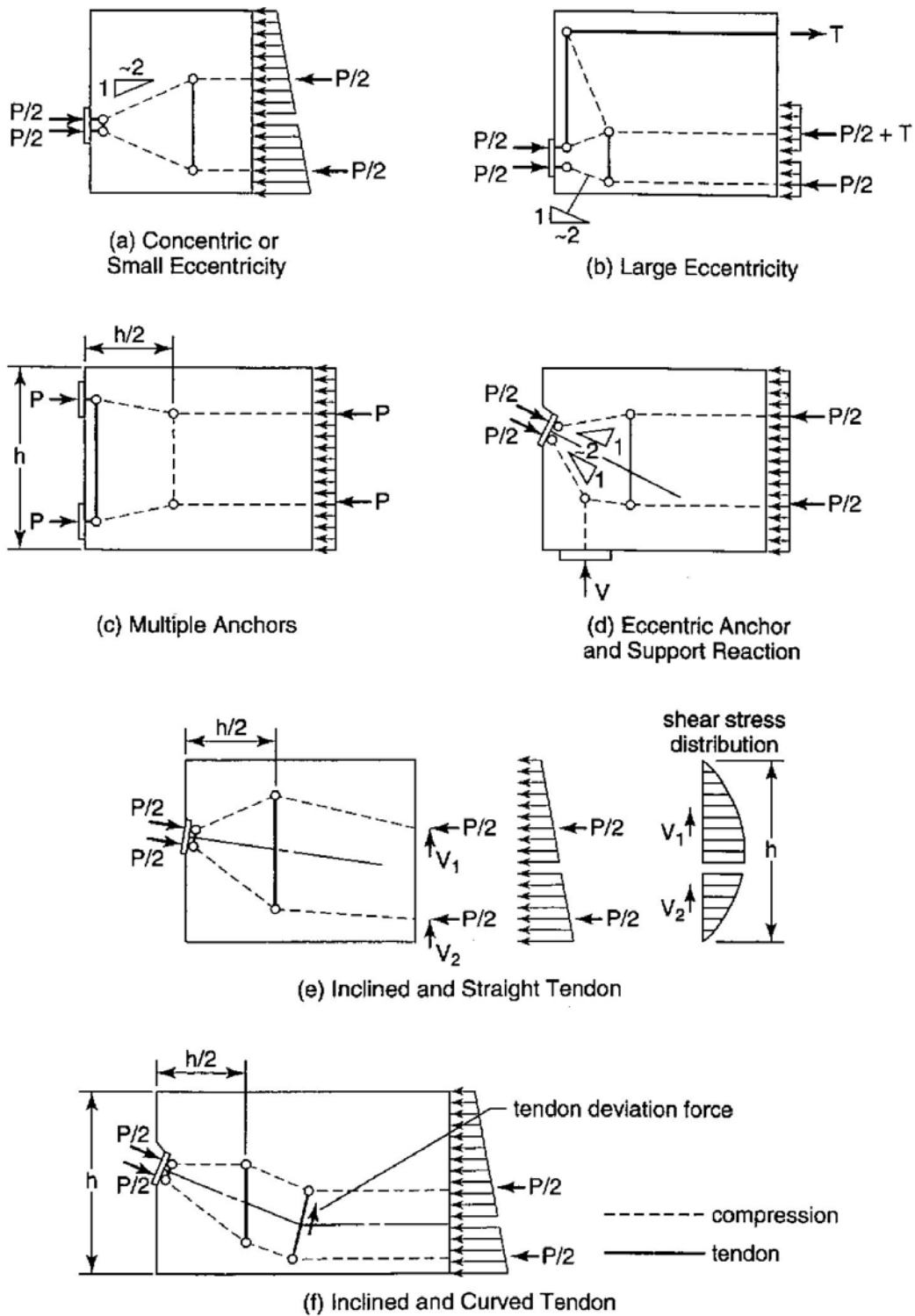


Figure 4.26 Typical Strut-and-Tie Models For End-Block Anchorage Zones.

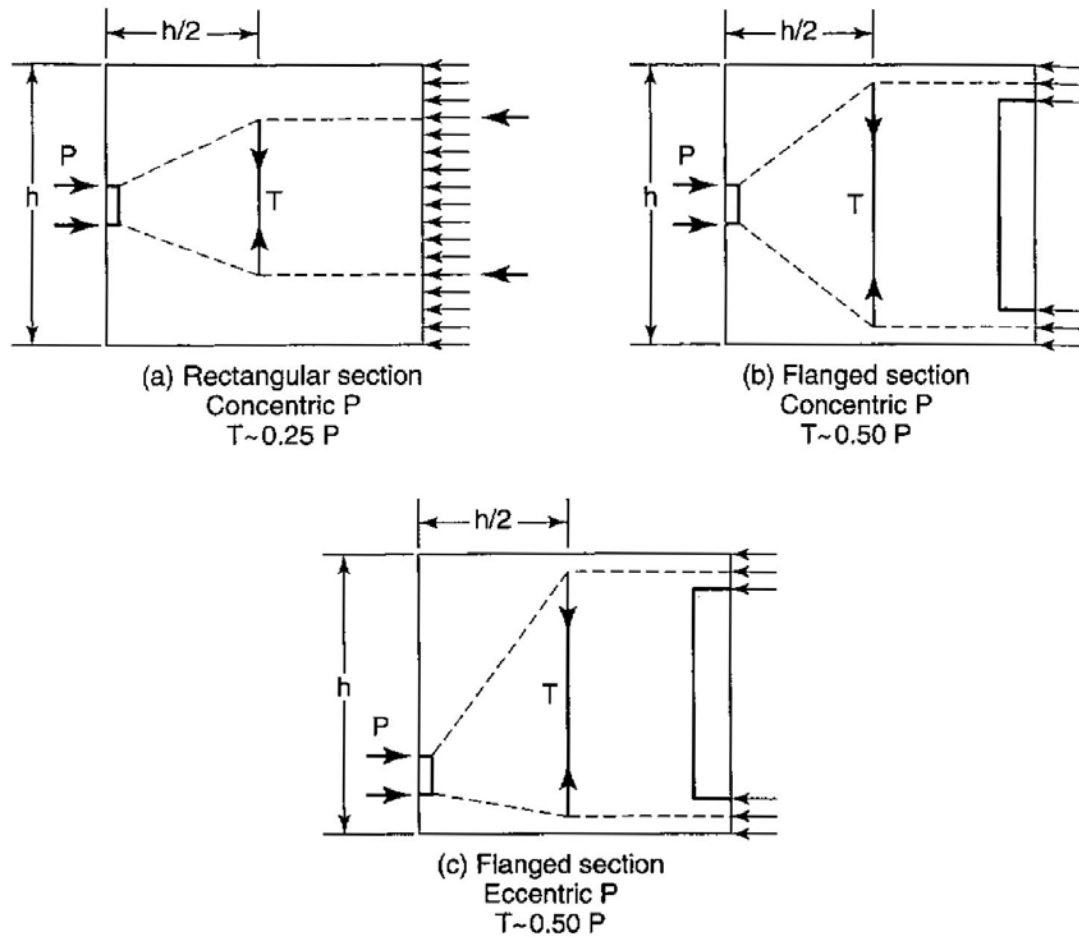


Figure 4.27 Strut-and-Tie Idealized Trusses in Standard Concentric and Eccentric Cases, ACI 318-99.

ក្រោយពីកើតមានស្នាមប្រេះគួរអោយចាប់អារម្មណ៍មក គន្លងក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងបានប្រមូលផ្តុំគ្នាទៅជាខ្សែត្រង់ដែលអាចគិតដូចជា straight compressive strut រីឯកម្លាំងសង្កត់តាមអ័ក្សមួយ ។ Strut ទាំងនេះនឹងក្លាយជាចំណែករបស់ truss ឯកត្តាដែលក្នុងត្រាំងទាញមេត្រូវបានគិតជា tension tie នៅក្នុង truss ឯកត្តាដែលមានទីតាំងរបស់ node ត្រូវបានកំណត់ដោយទិសដៅរបស់ compression strut ។ រូបទី ៤.២៥ (a) បង្ហាញពីការបង្កើត strut និងរូបទី ៤.២៥(b) បង្ហាញពី truss ដែលកើតពី strut-and-tie សម្រាប់ multiple anchorage នៅក្នុងមុខកាត់អក្សរ T ។ រូបទី ៤.២៦ សង្ខេបពីគំនិតនៃ strut និង tie នៅក្នុង anchorage zone ។ រូបទី ៤.២៧ បង្ហាញពី standard strut-and-tie truss សម្រាប់ករណីចំផ្ចិត និងចាកផ្ចិតនៃមុខកាត់តាន់ និងមុខកាត់មានស្នាមដែលអោយដោយ ACI 318-99 Code ។

តែសន្មត់ tension tie នៅក្នុង truss សិប្បនិម្មិតមានចម្ងាយ $h/2$ ពី anchorage device ។ ការសន្មត់នេះអាចអនុវត្តទៅបានជាមួយនឹងទីតាំងរបស់កម្លាំងទាញ T នៅក្នុងរូបទី ៤.២៣ នៃ elastic stress-analysis approach ។ ផ្នែក (b) នៃឧទាហរណ៍ ៤.៦ បង្ហាញពីគន្លងដែលសន្មត់សម្រាប់ anchorage zone នៅក្នុង I-beam ដែលគេពិចារណា ។

$$T_{burst} = 0.25 \sum P_{su} \left(1 - \frac{a}{h}\right) \quad (4.15a)$$

$$d_{burst} = 0.5(h - 2e) \quad (4.15b)$$

ដែល $\sum P_{su}$ = ផលបូកនៃកម្លាំង tendon មេគុណសរុប

a = កម្ពស់របស់ anchorage device ឬក្រុមទោលនៃ closely-spaced device

e = ចំណាកផ្ចិតនៃ anchorage device ឬក្រុមនៃ closely-spaced device ពីទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់ផ្ទៃ

h = កម្ពស់របស់មុខកាត់

គេប្រើ anchorage device ជា closely-spaced device ប្រសិនបើគំណាត់ពីអ័ក្សទៅអ័ក្សរបស់វាមិនធំជាង 1.5 ដងនៃទទឹងរបស់ anchorage device ។

៤.៥.៣.4. Allowable Bearing Stresses

Bearing stress អនុញ្ញាតអតិបរមានៅត្រង់ anchorage device seating មិនត្រូវធំជាងតម្លៃស្រដៀងគ្នាពីរដែលទទួលបានពីសមីការ 4.16a និង 4.16b ដូចខាងក្រោម៖

$$f_b \leq 0.7 \phi'_{ci} \sqrt{A/A_g} \quad (4.16a)$$

$$f_b \leq 2.25 \phi'_{ci} \quad (4.16b)$$

ដែល f_b = កម្លាំង tendon មេគុណអតិបរមា P_u ចែកជាមួយនឹង effective bearing area A_b

ϕ'_{ci} = រេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុងនៅពេលរងក្នុងត្រាំង

A = ក្រឡាផ្ទៃអតិបរមានៃចំណែករបស់ផ្ទៃដែលទ្រទ្រង់មានរាងធរណីមាត្រស្រដៀងគ្នានឹងក្រឡាផ្ទៃរងបន្ទុក ហើយត្រួតស៊ីគ្នា ។

A_g = gross area របស់ bearing plate

A_b = effective net area របស់ bearing plate ដែលត្រូវបានគណនាដោយដកក្រឡាផ្ទៃ A_s ពីក្រឡាផ្ទៃប្រហោងនៅលើ bearing plate ។

សមីការ 4.16a និង 4.16b មានន័យ ប្រសិនបើគេដាក់ general zone reinforcement និងប្រសិនបើប្រវែង នៃការលាតសន្ធឹងរបស់បេតុងតាមបណ្តោយអ័ក្សរបស់ tendon ពីមុខ anchorage device យ៉ាងតិចស្មើពីរដង ប្រវែងនៃ local zone ។

៤.៥.យ. គណនាដែក End Anchorage សម្រាប់ធ្វើប្រកុងត្រាំងរងការទាញជាក្រោយ Design of End Anchorage Reinforcement for Post-tensioned Beams

ឧទាហរណ៍ ៤.៦: គណនា end anchorage reinforcement សម្រាប់ post-tensioned beam នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ដែលអោយទំហំ ប្រភេទ និងការពង្រាយដែក ។ ប្រើបេតុងទម្ងន់ធម្មតា $f'_c = 5,000 \text{ psi}$ (34.5 MPa) ។

សន្មតថាចុងធ្វើជាប្រកុងចតុកោណដែលលូតចូលទៅក្នុងល្វែង $40 \text{ in.}(104 \text{ cm})$ ពីក្រោយ anchorage device បន្ទាប់មកកាត់បន្ថយកម្រាស់ទ្រនុង 6 in. ។ ដោះស្រាយចំណោទនេះដោយប្រើ (a) linear elastic stress analysis method, (b) plastic strut-and-tie method ។ គូរគំរូ truss ដែលបានកំណត់ ។

ដំណោះស្រាយ:

(a) ដោះស្រាយដោយ linear elastic stress method:

1. បង្កើតគំរូនៃ tendon ដោយមានចំណាកផ្ចិត $e_e = 12.49 \text{ in.}(317 \text{ mm})$ ពីឧទាហរណ៍ ៤.២ ។

$$c_b = 18.84 \text{ in.}$$

ដូចនេះចម្ងាយពីសរសៃខាងក្រោមរបស់ធ្វើម $= c_b - e_e = 6.35 \text{ in.}(161 \text{ mm})$

សម្រាប់ចម្ងាយប្រជុំទម្ងន់របស់ tendon អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}$ ចំនួន 13 ដើម $= 6.35 \text{ in.}$ ពីសរសៃខាងក្រោមធ្វើម សាកល្បងការតម្រូវជាជួរដេកដូចខាងក្រោម

ជួរដេកទី ១: 5 tendon នៅចម្ងាយ 2.5 in.

ជួរដេកទី ២: 5 tendon នៅចម្ងាយ 7.0 in.

ជួរដេកទី ៣: 3 tendon នៅចម្ងាយ 11.5 in.

$$\text{ចម្ងាយនៃទីប្រជុំទម្ងន់របស់ tendon} = \frac{5 \times 2.5 + 5 \times 7.0 + 3 \times 11.5}{13} \cong 6.35 \text{ in.} \quad \text{O.K.}$$

2. Ultimate forces នៅក្នុងជួរដេកនៃ tendon និង bearing capacity របស់បេតុង

$$\text{កម្លាំង } P_{u1} \text{ ជួរដេកទី ១: } 5 \times 0.153 \times 270,000 = 206,550 \text{ lb}(919 \text{ kN})$$

$$\text{កម្លាំង } P_{u2} \text{ ជួរដេកទី ២: } 5 \times 0.153 \times 270,000 = 206,550 \text{ lb}(919 \text{ kN})$$

$$\text{កម្លាំង } P_{u3} \text{ ជួរដេកទី ៣: } 3 \times 0.153 \times 270,000 = 123,930 \text{ lb}(551 \text{ kN})$$

3. Elastic analysis នៃកម្លាំង

ចែកកម្លាំងផ្ទុកជាចំណុចដែលមានកម្លាំង $4in$. ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.២៨(a) និងសន្មតថាក្នុងត្រាំងបេតុងរបស់ចំណុចនីមួយៗស្មើនឹងក្នុងត្រាំងនៅត្រង់អ័ក្សរបស់ចំណុចនោះ។ បន្ទាប់មកគណនាកំណើនម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីក្នុងត្រាំងខាងក្នុង និងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងខាងក្រៅ P_i ធៀបនឹងប្លង់ដេកនីមួយៗដើម្បីកំណត់ net moment នៅលើមុខកាត់។ Net moment អតិបរមានឹងកំណត់ទីតាំងរបស់ potential horizontal bursting crack និងដែកដែលត្រូវដាក់ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះដែលនឹងកើតមាននោះ។ ប្រើសញ្ញាបូក (+) សម្រាប់ម៉ូម៉ង់វិលស្របទ្រនិចនាឡិកា។ ពីឧទាហរណ៍ ៤.២ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមមុនពេលខាតបង់គឺ $P_i = 376,110lb$ ($1,673kN$)។ ពីរូបទី ៤.២៨ ម៉ូម៉ង់ខាងក្នុងបេតុងនៅត្រង់ប្លង់ $4in$. ពីសរសៃខាងក្រោមគឺ

$$M_{c4} = 2,117 \times 4 \times 18 \times (2in.) = 304,848in.-lb$$

$$= 0.3 \cdot 10^6 in.-lb (34.4kN.m)$$

និងនៅត្រង់ប្លង់ $8in$. ពីសរសៃខាងក្រោមគឺ

$$M_{c8} = 2,117 \times 4 \times 18 \times (6in.) + 1,851 \times 4 \times \frac{18+10}{2} \times (2in.)$$

$$= 1,121,856in.-lb = 1.12 \cdot 10^6 in.-lb (127kN.m)$$

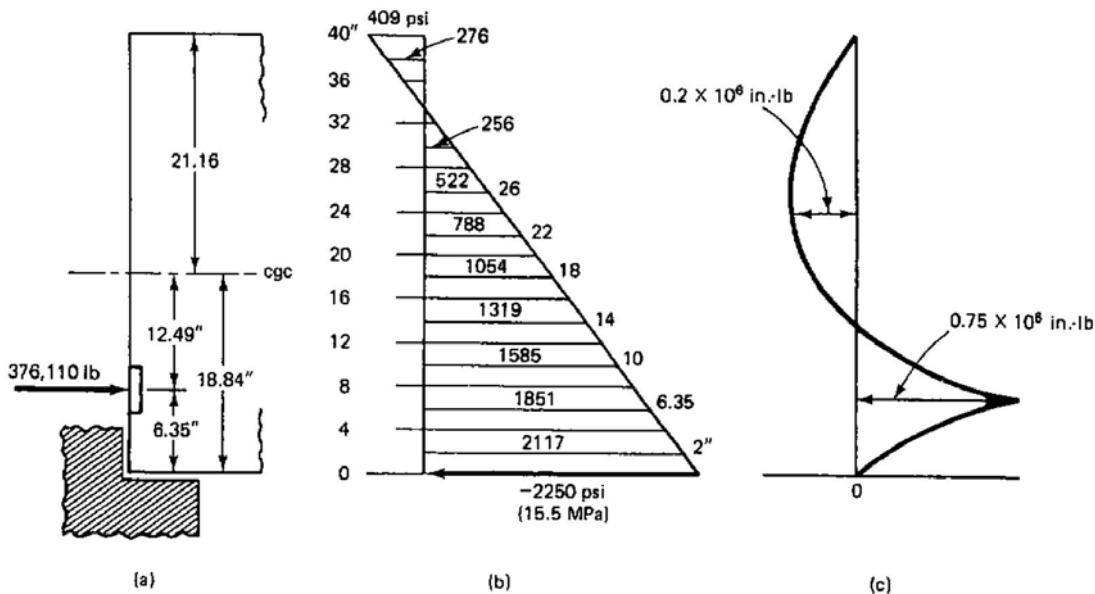


Figure 4.28 Anchorage zone stresses and moments in Example 4.6. (a) Post-tensioned end-block zone. (b) Transfer concrete stress distribution across depth. (c) Net anchorage zone moments on potential horizontal cracking planes along the beam depth.

ម៉ូម៉ង់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងនៅត្រង់ប្លង់ $8in$. ពីសរសៃខាងក្រោមគឺ

$$M_{c8} = 376,110 \times (8 - 6.35) = -620,582 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$= -0.62 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (70.1 \text{ kN.m})$$

$$\text{Net moment គឺ} = 1.12 \cdot 10^6 - 0.62 \cdot 10^6 = 0.50 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (56.6 \text{ kN.m})$$

តាមរបៀបដូចគ្នា យើងអាចរក net moment សម្រាប់ចំណុចដទៃទៀត ហើយតម្លៃរបស់វាត្រូវបានរៀបដាក់នៅ

ក្នុងតារាង ៤.៥ ។ ពីតារាងនេះ net moment អតិបរមាគឺ $+M_{\max} = +0.75 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (84.6 \text{ kN.m})$

នៅត្រង់ប្លង់ដេក 6.35 in. ពីសរសៃខាងក្រោមរបស់ថ្នើម (bursting potential crack effect) ហើយ

$-M_{\max} = -0.20 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ នៅត្រង់ប្លង់ $24 \text{ in.} (64 \text{ cm})$ ពីខាងលើសរសៃខាងក្រោមរបស់ថ្នើម (spalling potential crack effect) ។

Table 4.5 Anchorage Zone Moments for Example 4.6

Moment plane dist. d from bottom in.	Section width in.	Stress at plane $(d - 2.0)^*$ psi	Concrete resistance force at $(d - 2.0)^*$ lb	Moment M_p for a P_t about horiz. plane in col. (1) in.-lb $\times 10^6$	Moment M_c of concrete in col. (4) about horiz. plane in col. (1) in.-lb $\times 10^6$	Net moment $(M_c - M_p)$ col. (6) - col. (5) in.-lb $\times 10^6$
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
0	18	-2,250	162,000	0	0	0
4	18	-2,117	152,424	0	+0.30	+0.30
6.35	13.3	-1,851	103,656	0	+0.75	+0.75
8	10	-1,585	63,400	-0.62	+1.12	+0.50
12	6	-1,319	31,656	-2.13	+2.25	+0.12
16	6	-1,054	25,296	-3.63	+3.54	-0.09
20	6	-788	18,912	-5.13	+4.94	-0.19
24	6	-522	12,528	-6.64	+6.44	-0.20
28	6	-256	6,144	-8.14	+7.99	-0.15
32	6	-0	-0	-9.65	+9.61	-0.04
36	18	+276	-19,872	-11.15	+11.13	-0.02
40	18	+409	-29,448	-12.66	+12.65	-0

* d = distance from plane about which moment is taken less half the depth of one slice (in this example slice depth = 4 in.).

4. គណនា anchorage reinforcement

ពីសមីការ ៤.១១ និងដោយសន្មតថាអ័ក្សរបស់កម្លាំងទាញបញ្ឈរ T គឺនៅត្រង់ចម្ងាយ $x \approx 15 \text{ in.}$

យើងទទួលបាន

$$T = \frac{M_{\max}}{h - x} = \frac{0.75 \cdot 10^6}{40 - 15} = 30,000 \text{ lb} (133 \text{ kN})$$

ដោយអនុញ្ញាតក្នុងត្រាំងដែកអតិបរមា $f_s = 20,000 \text{ psi}$ (ក្នុងអនុញ្ញាត $0.60 f_y = 36,000 \text{ psi}$)

Bursting zone reinforcement គឺ

$$A_t = \frac{T_b}{f_s} = \frac{30,000}{20,000} = 1.50 \text{ in}^2 (968 \text{ mm}^2)$$

ដូចនេះ សាកល្បងដែកកងបិទជិត #3 : $(A_s = 2 \times 0.11 = 0.22 \text{ in}^2)$

$$\text{ចំនួនដែកកងដែលត្រូវការ} = \frac{1.50}{0.22} = 6.82 \text{ កង}$$

ប្រើដែកកង #3 ចំនួន 6 កង បន្ថែមពីលើដែកកងសម្រាប់ទប់នឹងកម្លាំងកាត់ ។

Spalling zone force

$$T_s = \frac{-0.2 \times 10^6}{40 - 15} = 8,000 \text{ lb}$$

$$\text{ដូចនេះ} \quad A_s = \frac{T_s}{f_s} = \frac{8,000}{20,000} = 0.40 \text{ in}^2 (250 \text{ mm}^2)$$

ដូចនេះ យើងមាន

$$\text{ចំនួនដែកកង #3 ដែលត្រូវការ} = \frac{0.40}{0.22} = 1.82 \text{ កង}$$

ប្រើដែកកង #3 ចំនួនពីរកងបន្ថែមទៀត ។

ដូចនេះ ចំនួនដែកកងសរុប $= 6.82 + 1.82 + 4 = 12.64$ កង

ប្រើដែកកងបិទជិត #3 ចំនួន 12 កង ។ ដាក់ដែកកងបញ្ចូលទៅក្នុងតំបន់សង្កត់នៅក្នុងរូបទី ៤.២៣ ។

ដាក់ដែកកង #3 គំលាតពីគ្នា 3 in ដោយគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ដោយដែកកងទីមួយចាប់ផ្តើមជាមួយនឹងគំលាត 3 in ពីចុងថ្នម ។ ហើយ ដាក់ដែក #3 ប្រវែង 10 in ចំនួន 4 ដើមដែលមានគំលាតពីគ្នា 3 in គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស និងមានគំលាត 2 in ពីផ្ទៃខាងចុងត្រង់ទីតាំង anchorage ដោយសារស្នាមប្រេះអាចកើតមានតាមទិសបញ្ឈរ និងទិសដេក ។ ប្រសិនបើមានតម្រូវការរបស់ផលិតករ គេត្រូវបន្ថែម spiral reinforcement ពីខាងក្រោម anchor ។

(b) ដោះស្រាយដោយ plastic Strut-and-tie method:

1. បង្កើតគំរូនៃ tendon ដែលមានចំណក់ផ្ចិត $e_e = 12.49 \text{ in} (317 \text{ mm})$

$$\text{ពីឧទាហរណ៍ ៤.២} \quad c_b = 18.84 \text{ in.} \quad \text{ដូចនេះចម្ងាយពីសរសៃរបស់ថ្នម} = c_b - e_e = 6.35 \text{ in} (161 \text{ mm})$$

សម្រាប់ចម្ងាយទីប្រជុំទម្ងន់របស់ strand អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in}$ ចំនួន 13 ដើមដែលស្មើនឹង 6.35 in ពីសរសៃខាងក្រោមរបស់ថ្នម សាកល្បងការតំរៀប tendon ជាជួរដេកដែលមានចម្ងាយពីសរសៃខាងក្រោមដូចតទៅ:

ជួរដេកទី ១: 5 tendon នៅត្រង់ 2.5in.

ជួរដេកទី ២: 5 tendon នៅត្រង់ 7.0in.

ជួរដេកទី ៣: 3 tendon នៅត្រង់ 11.5in.

$$\text{ចម្ងាយនៃទីប្រជុំទម្ងន់របស់ tendon} = \frac{5 \times 2.5 + 5 \times 7.0 + 3 \times 11.5}{13} \cong 6.35in. \text{ O.K.}$$

2. Ultimate force នៅក្នុងជួរដេករបស់ tendon និង bearing capacity របស់បេតុង

$$\text{កម្លាំង } P_{u1} \text{ ជួរដេកទី ១: } 5 \times 0.153 \times 270,000 = 206,550lb(919kN)$$

$$\text{កម្លាំង } P_{u2} \text{ ជួរដេកទី ២: } 5 \times 0.153 \times 270,000 = 206,550lb(919kN)$$

$$\text{កម្លាំង } P_{u3} \text{ ជួរដេកទី ៣: } 3 \times 0.153 \times 270,000 = 123,930lb(551kN)$$

$$\text{កម្លាំងសង្កត់ ultimate សរុប} = 206,550 + 206,550 + 123,930 = 537,830lb(2,389kN)$$

ក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ rigid bearing plate ដែលទ្រ Supreme 13-chucks anchorage device

$$= 14 \times 11 + 6 \times 4 = 178in.^2(113cm^2)$$

$$\text{Bearing stress ជាក់ស្តែង } f_b = \frac{537,830}{178} = 3020psi(20.8MPa)$$

ពីសមីការ 4.16(a) និង (b), bearing pressure អនុញ្ញាតអតិបរមានៅលើបេតុងគឺ

$$f_b \leq 0.7\phi f'_{ci} \sqrt{A/A_g}$$

$$f_b \leq 2.25\phi f'_{ci}$$

សន្មតថា រេស៊ីស្តង់បេតុងដំបូងនៅពេលដែលរងក្នុងត្រាំងគឺ $f'_{ci} = 0.75 f'_c$

$$= 0.75 \times 5,000 = 7,750psi$$

ក្រឡាផ្ទៃចំនួន A របស់បេតុងដែលមាន bearing plate $\cong 18 \times 14 + 10 \times 7 = 322in.^2$

$$\text{Bearing stress អនុញ្ញាត } f_b = 0.70 \times 0.90 \times 7,750 \sqrt{\frac{322}{178}} = 3,178psi > 3,020psi \quad \text{O.K.}$$

Bearing stress ពីសមីការ 4.14(b) អត់ល្អ ។

3. គូរ strut-and-tie model

ប្រវែងចម្ងាយសរុប a នៅក្នុងរូបទី ៤.២៥ រវាងកម្លាំង P_{u1} និង $P_{u3} = 11.5 - 2.5 = 9.0in.$

ដូចនេះចម្ងាយ a / 2 ពីមុខ anchorage $= 9.0 / 2 = 4.5in.$

សង់ strut-and-tie ដោយសន្មត់វាដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.២៩ ។

ទំហំធរណីមាត្រសម្រាប់រកបង្កកម្ល៉ាងដេកពី tie 1-2 និង 2-3 ដែលមានតម្លៃកូតង់សង់ 26.5/15.5 និង 13.0/15.5 រៀងគ្នា។ ពីស្ថានភាព វិភាគ truss នៅក្នុងរូបទី ៤.២៩ ដោយទទួលបានកម្លាំងអង្កត់ដូចខាងក្រោម៖

$$\text{tie } 1-2 = 123,930 \times \frac{26.5}{15.5} = 211,982 \text{ lb} (942 \text{ kN}) \text{ រងការទាញ}$$

$$\text{tie } 2-3 = 206,550 \times \frac{13}{15.5} = 173,235 \text{ lb} (728 \text{ kN}) \text{ រងការទាញ}$$

ប្រើតម្លៃដែលបានក្នុងចំណោមតម្លៃទាំងពីរដើម្បីជ្រើសរើសដៃកកងបិទជិតដែលរងការទាញ។

សាកល្បងដៃកកង #3 ដែលមាន tensile strength ក្នុងមួយកង = $\phi f_y A_v$

$$= 0.90 \times 60,000 \times 2(0.11) = 11,880 \text{ lb}$$

$$\text{ចំនួនដៃកកងដែលត្រូវការ} = \frac{211,982}{11,880} = 17.8$$

សម្រាប់ដៃកកងរងការទាញ $a-b-c$ នៅក្នុងរូបទី ៤.២៩ ប្រើកម្លាំង $P_u = 173,235 \text{ lb}$ ដើម្បីដាក់ដៃកកងបញ្ឈរ #4 ពីខាងមុខ anchorage device។ ចាប់ផ្តើមដៃកកងទីមួយនៅចម្ងាយ $1\frac{1}{2} \text{ in.}$ ពីខាងចុង rigid steel plate ដែលផ្ទេរកម្លាំងពី anchorage device ទៅបេតុង។

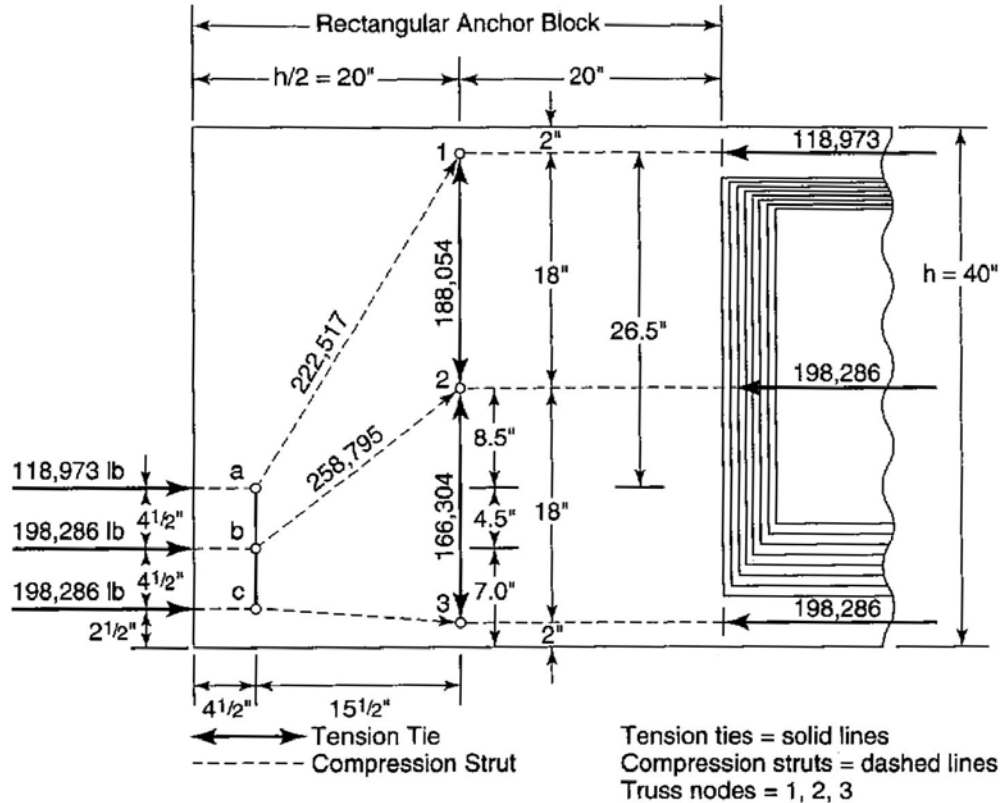


Figure 4.29 Struts-and-Ties in Example 4.6

$$\text{ចំនួនដែកកង} = \frac{173,235}{0.9 \times 60,000 \times 2(0.20)} = 8.0$$

ប្រើដែកកង #4 ចំនួន 8 កងដែលមានចម្ងាយពីគ្នា $1\frac{1}{4}in$. ពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ($12.7mm@32mm$)

ដែលមានដែកកងទីមួយចាប់ផ្តើមនៅចម្ងាយ $1\frac{1}{2}in$. ពីខាងមុខ anchorage device ។

គេត្រូវការដែកកងតែ 13 ជំនួសអោយ 17.8 ដែលបានពីការគណនា ដោយសារផ្នែករបស់តំបន់ត្រូវបានទប់ទល់ដោយដែកកង #4 ។ ប្រើដែកកង #3 ចំនួន 13 ដែលមានគំលាតពីគ្នា $2\frac{1}{2}in$. ពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ($12.7mm@57mm$) បន្ទាប់ពីដែកកង #4 ដែលមានចម្ងាយសរុបទាំងអស់ 40in.(104cm) ។

ចំណាំថាវិធីនេះត្រូវការ confining tie ច្រើនជាង elastic solution ក្នុងផ្នែក (a) ។ រូបទី ៤.៣០ បង្ហាញពី anchorage zone confining reinforcement លំអិតដែលបានពី strut-and-tie analysis ។

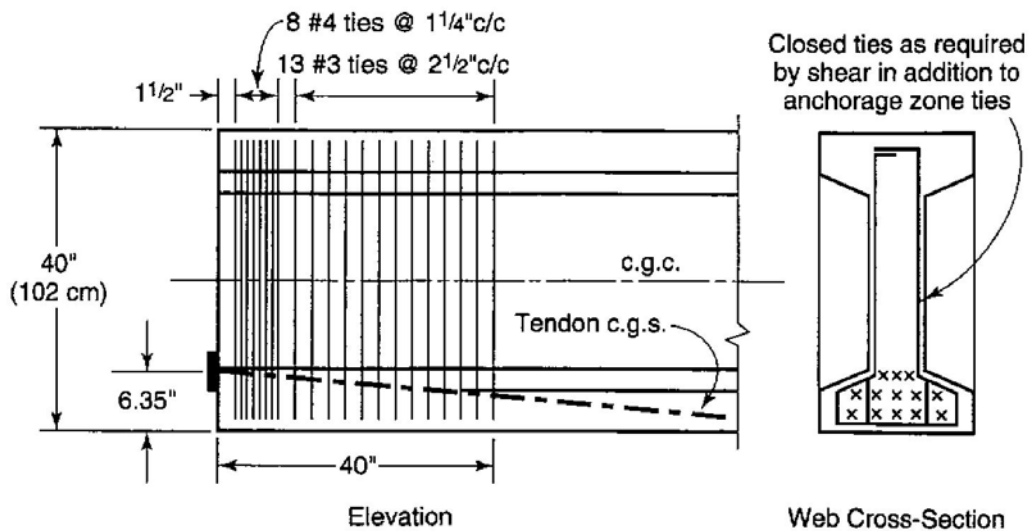


Figure 4.30 End anchorage reinforcement in Example 4.6. (a) Anchorage zone, (b) Beam cross section.

៤.៦. គណនាផ្ទៀមសមាសរងការពត់ Flexural Design of Composite Beams

ធម្មតា មុខកាត់សមាសជាគ្រឿងបង្កើនប្រែក្នុងត្រាំងចាក់ស្រោចដែលនៅលើវា កម្រាលខណ្ឌត្រូវបានចាក់នៅការដ្ឋាន ហើយវាធ្វើការជាមួយគ្នា (រូបទី ៤.៣១) ។ ពេលខ្លះ គេទល់ prestressed element ក្នុងអំឡុងពេលចាក់ និងថែទាំ situ-cast top slab ។ ក្នុងករណីបែបនេះ ទម្ងន់កម្រាលខណ្ឌធ្វើអំពើតែលើមុខកាត់សមាសដែលមានម្លូខុលមុខកាត់ធំជាងមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ ។ ដូចនេះ ការគណនាក្នុងត្រាំងបេតុងត្រូវបានយកមកគិតនៅក្នុងការគណនា ។ ការបែងចែកក្នុងត្រាំងបេតុងដែលបណ្តាលពីអំពើសមាសត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៣២ ។

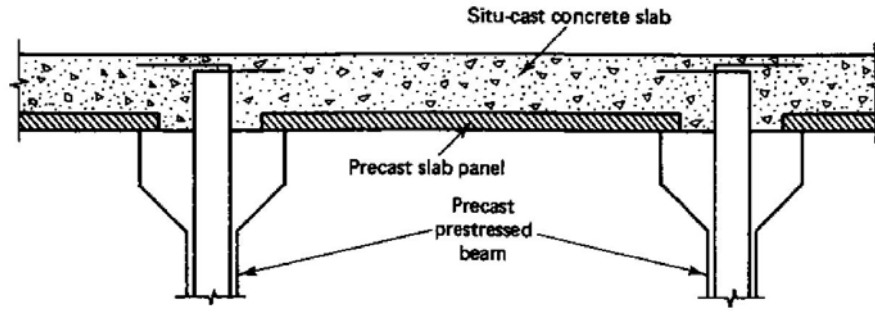


Figure 4.31 Composite prestressed concrete construction.

៤.៦.ក. ករណីកម្រាលខណ្ឌមិនមានទល់ (Unshored Slab Case)

ពីសមីការ 4.2a និង b សមីការក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងខាងក្រៅបំផុតមុនចាក់កម្រាលខាងលើគឺ

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} \quad (4.17)$$

និង

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} \quad (4.18)$$

ដែល S^t និង S_b ជាម៉ូឌុលមុខកាត់របស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់តែប៉ុណ្ណោះ ហើយ M_{SD} ជាម៉ូម៉ង់ដាក់ពីលើបន្ថែម ដូចជាបេតុងកម្រាល ។

ក្រោយពេលកម្រាលចាក់នៅនឹងកន្លែងកករឹង ហើយវាអាចធ្វើការលក្ខណៈសមាសមក វាអាចមានម៉ូឌុល មុខកាត់ S_c^t និង S_{cb} ធំជាងមុន ជាមួយនឹងការរំកិលឡើងលើទៅរកសរសៃខាងលើរបស់ខ្សែ cgc ។ ក្នុងត្រាំង សរសៃបេតុងចូលរួមជាមួយនឹងសមីការ 4.17 និង 4.18 សម្រាប់សរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់ផ្នែកចាក់ ស្រាប់របស់មុខកាត់សមាស (និរ្ទ័យ AA នៅក្នុងរូបទី ៤.៣២(e)) គឺ

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} - \frac{M_{CSD} + M_L}{S_c^t} \quad (4.19a)$$

និង

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_t}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} + \frac{M_{CSD} + M_L}{S_{cb}} \quad (4.19b)$$

ដែល M_{CSD} ជាបន្ទុកថេរសមាសដាក់ពីលើបន្ថែមក្រោយពេលដំឡើង ដូចជានៅពេលធ្វើការ ។ ហើយ S_c^t និង S_{cb} ជាម៉ូឌុលមុខកាត់របស់មុខកាត់សមាសនៅនិរ្ទ័យសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោម រៀងគ្នា របស់មុខកាត់ចាក់ ស្រាប់ ។

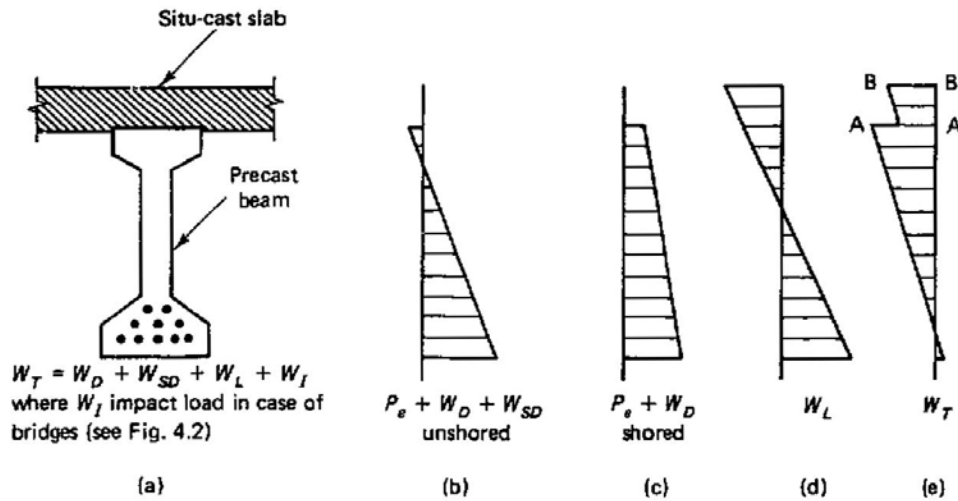


Figure 4.32 Flexural stress distribution in composite beams. (a) Composite beam. (b) Concrete stress distribution. (c) Concrete stress distribution with precast beam shored. (d) Live-load stress for shored case, or live load plus superimposed dead load for unshored case. (e) Final service-load stress due to all loads.

ក្នុងត្រាំងនៅនិវ្វិសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់កម្រាលចាក់នៅនឹងកន្លែង (និវ្វិ BB និង AA របស់មុខកាត់ ៤.៣២ (e)) គឺ

$$f^{ts} = -\frac{M_{CSD} + M_L}{S_{cb}^t} \quad (4.20a)$$

និង

$$f_{bs} = -\frac{M_{CSD} + M_L}{S_{bcb}} \quad (4.20b)$$

ដែល $M_{CSD} + M_L$ ជាម៉ូម៉ង់បន្ថែមដែលកើនឡើងក្រោយពេលកើតមានសកម្មភាពសមាស ហើយ S_{cb}^t និង S_{bcb} ជាម៉ូឌុលមុខកាត់របស់មុខកាត់សមាសសម្រាប់សរសៃខាងលើ និងខាងក្រោម AA និង BB រៀងគ្នា នៅក្នុងរូបទី ៤.៣២(e) ។

៤.៦.ខ. ករណីកម្រាលខណ្ឌទល់ពេញ (Fully Shored Slab Case)

ក្នុងករណីកម្រាលចាក់នៅកន្លែងត្រូវបានទ្រពេញរហូតដល់កើតមានសកម្មភាពសមាស ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងមុនពេលទ្រ និងមុនពេលចាក់បេតុងកម្រាលខាងលើដែលក្លាយពីសមីការ 4.18 និង 4.19 គឺ

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \quad (4.21a)$$

និង

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \quad (4.21b)$$

ក្រោយពេលកម្រាលខាងលើចាក់រួច ហើយសកម្មភាពសមាសកើតមាននៅពេលបេតុងកកើន សមីការ 4.19a និង b សម្រាប់ផ្ទៃដែលត្រូវបានទ្រក្រោយពេលដំឡើងនឹងក្លាយទៅជា

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} - \frac{M_{SD} + M_{CSD} + M_L}{S_c^t} \quad (4.22a)$$

និង

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} + \frac{M_{SD} + M_{CSD} + M_L}{S_{cb}} \quad (4.22b)$$

ចំណាំថាគេត្រូវធ្វើការត្រួតពិនិត្យសម្រាប់កុងត្រាំងកាត់តាមទិសដេកដែលកើតមាននៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះរវាងបេតុងដែលចាក់នៅនឹងកន្លែង ជាមួយនឹងផ្ទៃចាក់ស្រាប់ (និងបង្ហាញនៅក្នុងជំពូក ៥) ។

៤.៦.គ. ទទឹងស្លាបប្រសិទ្ធភាព

(Effective Flange Width)

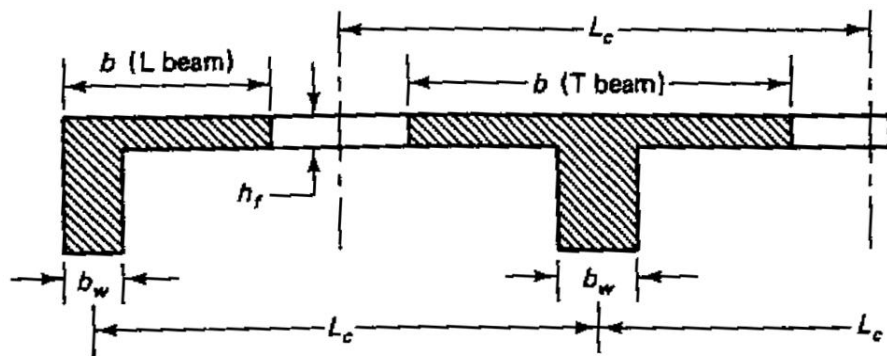


Figure 4.33 Effective flange width of composite section.

ដើម្បីកំណត់សកម្មភាពសមាសតាមទ្រឹស្តីដែលទប់ទល់កុងត្រាំងពត់ គេត្រូវធ្វើការកំណត់ទទឹងកម្រាលខណ្ឌដែលអាចចូលរួមយ៉ាងមានប្រសិទ្ធភាពនៅក្នុងកើនឡើងភាពរឹងក្រាញ (stiffness) ដែលទទួលបានពីសកម្មភាពសមាស ។

រូបទី ៤.៣៣ និងតារាង ៤.៦ អោយនូវតម្រូវការរបស់ ACI និង AASTHO សម្រាប់កំណត់ទទឹងស្លាបខាងលើប្រសិទ្ធភាព (effective top slange width) របស់មុខកាត់សមាស ។ ប្រសិនបើវេស៊ីស្តង់របស់បេតុងដែលចាក់ពីខាងលើខុសពីវេស៊ីស្តង់របស់មុខកាត់ចាក់ស្រេច គេត្រូវកែតម្រូវទទឹង b ដោយគិតពីម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចខុសគ្នារបស់បេតុងទាំងពីរ ដើម្បីធានាថាបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់សម្ភារៈទាំងពីរនៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះដូចគ្នា ។ ទទឹងកែតម្រូវរបស់កម្រាលខាងលើសម្រាប់គណនាម៉ូម៉ង់និចលភាពសមាស I_{cc} គឺ

$$b_m = \frac{E_{ct}}{E_c}(b) = n_c b \quad (4.23)$$

ដែល E_{ct} = ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុងដែលចាក់ពីខាងលើ

E_c = ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុងចាក់ស្រាប់

នៅពេលដែលកំណត់ទទឹងកែតម្រូវ b_m រួចហើយ គេត្រូវពិចារណាស៊ីស្តង់បេតុងរបស់មុខកាត់សមាសទាំងមូលជា រេស៊ីស្តង់ដែលធំជាង ។

Table 4.6 Values of Effective Flange Width

Width b as the least of the tabulated values (Modify to $b_m = n_c b$, where $n_c = E_{ct}/E_c$ when flange concrete is of different strength from that of the precast web)		
	End beam	Intermediate beam
ACI	$b_w + 6h_f$	$b_w + 16h_f$
	$b_w + \frac{1}{2}L_c$	$b_w + L_c$
	$b_w + \frac{L}{12}$	$\frac{L}{4}$
AASHTO	$b_w + 6h_f$	$b_w + 12h_f$
	$b_w + \frac{1}{2}L_c$	$b_w + L_c$
	$b_w + \frac{L}{12}$	$\frac{L}{4}$

L = span of end or intermediate beam

៤.៧. Summary of Step-by-Step Trial-and Adjustment Procedure for the Service-Load Design of Prestressed member

1. អោយអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកថេរដែលដាក់ពីលើបន្ថែម W_{SD} អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកអថេរ W_L ប្រវែងកំណត់ និងកម្ពស់កំណត់ រេស៊ីស្តង់សម្ភារៈ f_{pu} , f'_c ប្រភេទបេតុង និងពេលខ្លះប្រភេទប្រេកុងត្រាំង ដូចជាទាញជាមុន ឬជាក្រោយ ។
2. សន្មត់ទំហំរបស់បន្ទុកផ្ទាល់ W_D និងគណនាម៉ូម៉ង់ M_D , M_{SD} និង M_L
3. គណនា f_{pi} , f_{ci} , f_{ti} , f_t និង f_c ដែល $f_{pi} = 0.70 f_{pu}$, $f_{ci} = 0.60 f'_{ci}$, $f_{ti} = 6\sqrt{f'_{ci}}$ សម្រាប់មុខកាត់លើទម្រ, $f_c = 0.45 f'_c$ ឬ $0.60 f'_c$ តាមការអនុញ្ញាត, $f_t = 6\sqrt{f'_c}$ ទៅ $12\sqrt{f'_c}$
4. គណនាកំហុតបង់ក្នុងត្រាំង $\Delta f_{pT} = \Delta f_{pES} + \Delta f_{pR} + \Delta f_{pSH} + \Delta f_{pCR} + \Delta f_{pE} + \Delta f_{pA} + \Delta f_B$ តាមប្រភេទប្រេកុងត្រាំងដែលប្រើ ។ កំណត់ក្នុងត្រាំងសុទ្ធ (net stress) $f_{pe} = f_{ps} - \Delta f_{pT}$

5. រកម៉ូឌុលមុខកាត់តម្រូវការអប្បបរមានៃមុខកាត់អប្បបរមាដើម្បីគណនាក្នុងត្រាំងបេតុងនៅសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោម ។

(a) សម្រាប់ harped ឬ draped tendon ប្រើមុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$S^t \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{\mathcal{H}_{ti} - f_c}$$

$$S_b \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - \mathcal{H}_{ci}}$$

$$\text{ដែល } \gamma = \frac{P_e}{P_i}$$

(b) សម្រាប់ tendon ត្រង់ប្រើមុខកាត់លើទម្រង់ខាងចុង

$$S^t \geq \frac{M_D + M_{DS} + M_L}{\mathcal{H}_{ti} - f_c}$$

$$S_b \geq \frac{M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - \mathcal{H}_{ci}}$$

6. ជ្រើសរើសមុខកាត់សាកល្បងដែលមានម៉ូឌុលមុខកាត់ក្បែរនឹងម៉ូឌុលមុខកាត់ដែលត្រូវការ ដើម្បីត្រួតពិនិត្យសម្រាប់តម្រូវការក្នុងត្រាំងសរសៃមុខកាត់សមាសនៅពេលក្រោយ ។

7. សម្រាប់ (a) មុខកាត់ដែលសិក្សាស្ថិតនៅក្នុងល្វែង (ជាទូទៅកណ្តាលល្វែង ឬ 0.40 នៃល្វែង), (b)

មុខកាត់ដែលសិក្សាស្ថិតនៅត្រង់ទម្រង់ និង (c) មុខកាត់ដទៃទៀតតាមបណ្តោយល្វែងសម្រាប់ការ

ប្រើ tendon ត្រង់ និង draped tendon, វិភាគក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងរំពឹងទុកនៅមុនពេលផ្ទេរក្នុងត្រាំងភ្លាមៗ

$$f^t = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t}$$

$$f_b = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b}$$

ប្រសិនបើក្នុងត្រាំងធំជាងតម្លៃអនុញ្ញាត គេត្រូវពង្រីកមុខកាត់ ឬធ្វើការផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិត e_c ឬ e_e ឬក៏ទាំងពីរ ។

8. វិភាគក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងសម្រាប់លក្ខខណ្ឌបន្តកធ្វើការ (ដូចក្នុងជំហានជំពូក 7)

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S^t}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_b}$$

ដែល $M_T = M_D + M_{SD} + M_L$, ប្រសិនបើក្នុងត្រាំងធំជាងតម្លៃអនុញ្ញាត គេត្រូវពង្រីកមុខកាត់ ឬធ្វើការផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិត e_c ឬ e_e ឬក៏ទាំងពីរ ។

9. សម្រាប់ករណីដែលគេប្រើ strand ច្រើន, បង្កើត envelop ដែលកំណត់ចំណាត់ចំណែកផ្ចិតសម្រាប់កុងត្រាំង

ទាញសូន្យ $e_b = (k_b - a_{\min})$ និង $e_t = (a_{\max} - k_t)$, ដែល $a_{\min} = M_D / P_i$ និង

$a_{\max} = M_T / P_e$ ។ ប្រសិនបើគេប្រើកុងត្រាំងទាញរបស់បេតុងនៅក្នុងការគណនាបន្ថែម

$$e'_b = \frac{f_{(t)} A_c k_b}{P_i}$$

និង
$$e'_t = \frac{f_{(b)} A_c k_t}{P_e}$$

ទៅលើ envelop ខាងក្រោម និងខាងលើ រៀងគ្នា, ដែល $f_{(t)}$ និង $f_{(b)}$ ជាកុងត្រាំងសរសៃខាង

ក្រៅរបស់បេតុងដែលគណនាដើម្បីប្រើនៅក្នុងបេតុង

10. អង្កេតកុងត្រាំង end-block anchorage zone, និងគណនាដៃកាត់បាច់ដើម្បីការពារ bursting ឬ

spalling crack ។ កំណត់ប្រវែងបង្កប់អប្បបរមា

$$l_d = \frac{1}{1,000} \left(f_{ps} - \frac{2}{3} f_{pe} \right) d_e \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$l_d = \frac{1}{6.9} \left(f_{ps} - \frac{2}{3} f_{pe} \right) d_b \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

និងប្រវែងផ្ទេរ $l_t = \frac{f_{pe}}{3,000} d_b \quad (\text{ខ្នាត US})$

$$l_t = \frac{f_{pe}}{20.7} d_b \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

Post-tensioned anchrage

គណនា anchorage block ។ ប្រើ strut-and-tie plastic truss unit ដើម្បីគណនាកម្លាំង

ទាញ ultimate នៅក្នុង tie ដើម្បីជ្រើសរើស confining reinforcement ។

Pretensional Prestress Transfer Zone

$$A_t = 0.021 \frac{P_i h}{f_s l_t} \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$A_t = 21,000 \frac{P_i h}{f_s l_t} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

11. កំណត់កុងត្រាំងសកម្មភាពសមាស និងជ្រើសរើសមុខកាត់ឡើងវិញ ប្រសិនបើកុងត្រាំងធំជាងកុង

ត្រាំងសរសៃបេតុងអនុញ្ញាតអតិបរមាទាំងនៅក្នុងមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ និងកម្រាលខាងលើចាក់នៅ

និងកន្លែង ។ ប្រើទទឹងប្រសិទ្ធភាពកែសម្រួល $b_m = (E_{ct} / E_c) b$ សម្រាប់ស្ថាបសមាសខាងលើ

នៅពេល គណនាម៉ូឌុលមុខកាត់របស់មុខកាត់សមាស ។

(a) ករណីកម្រាលខណ្ឌមិនទល់

មុនពេលចាក់បេតុងកម្រាលខាងលើនៅនឹងកន្លែង

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2}\right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2}\right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} + \frac{M_{CSD} + M_L}{S_{cb}}$$

ក្រោយពេលកម្រាលខាងលើត្រូវបានចាក់ និងទទួលការថែទាំដើម្បីអោយកើតមានសកម្មភាពសមាសពេញ ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់ផ្នែកចាក់ស្រាប់នៃមុខកាត់សមាសនឹងក្លាយជា

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2}\right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} - \frac{M_{CSD} + M_L}{S_c^t}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2}\right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} + \frac{M_{CSD} + M_L}{S_{cb}}$$

ដែល S_c^t និង S_{cb} ជាម៉ូឌុលមុខកាត់របស់មុខកាត់សមាសនៅនីវ៉ូសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ ។ M_L រួមបញ្ចូលទាំង M_I ប្រសិនបើមានក្នុងត្រាំងទង្គិច ។

ក្នុងត្រាំងសរសៃនៅនីវ៉ូសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមនៃកម្រាលចាក់នៅនឹងកន្លែងគឺ

$$f^{ts} = -\frac{M_{CSD} + M_L}{S_{cb}^t}$$

$$f_{bs} = -\frac{M_{CSD} + M_L}{S_{bcb}}$$

ដែល S_{cb}^t និង S_{bcb} ជាម៉ូឌុលមុខកាត់នៃមុខកាត់សមាសនៅនីវ៉ូសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់កម្រាលចាក់នៅនឹងកន្លែង ។

(b) ករណីកម្រាលខណ្ឌទល់ពេញ

មុនពេលទល់ និងក្រោយពេលចាក់បេតុងកម្រាលខាងលើនៅនឹងកន្លែង

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2}\right) - \frac{M_D}{S^t}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2}\right) + \frac{M_D}{S_b}$$

ក្រោយពេលកម្រាលខណ្ឌចាក់នៅកន្លែងត្រូវបានថែទាំ និងសកម្មភាពសមាសពេញកើតមាន

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2}\right) - \frac{M_D}{S^t} - \frac{M_{SD} + M_{CSD} + M_L}{S_c^t}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2}\right) + \frac{M_D}{S_b} + \frac{M_{SD} + M_{CSD} + M_L}{S_{cb}}$$

កំណត់ទំហំប្រសិទ្ធភាពរបស់ស្លាបខាងលើរបស់មុខកាត់សមាសតាម ACI ឬ AASTHO specification

M_D = ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីទម្ងន់ផ្ទាល់របស់អង្កត់ចាក់ស្រាប់, M_{SD} = ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីកម្រាលខណ្ឌចាក់ស្រាប់ និងបន្ទុកសាងសង់ដទៃទៀត ហើយ M_{CSD} = ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកដាក់បន្ថែមពីលើ ។

12. បន្តកំណត់រេស៊ីស្តង់របស់មុខកាត់សម្រាប់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ និងកំណត់រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ និងរេស៊ីស្តង់កម្លាំងរមួល ។

រូបទី ៤.៣៤ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់ការគណនាផ្ទឹមប្រកុងត្រាំងរងការពត់ក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការ ។

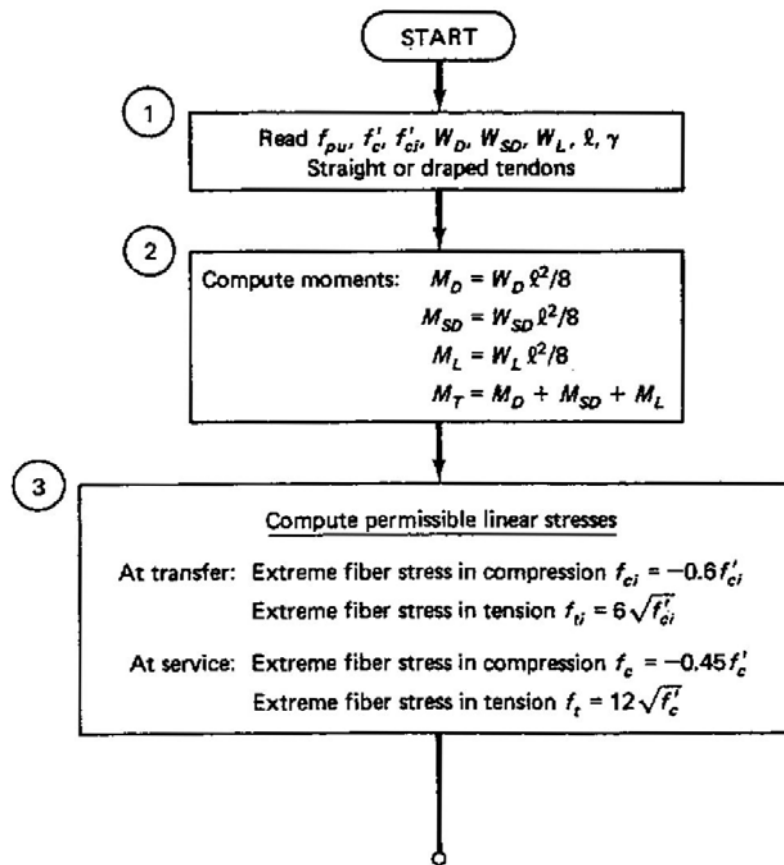


Figure 4.34 Flowchart for service-load flexural design of prestressed beams.

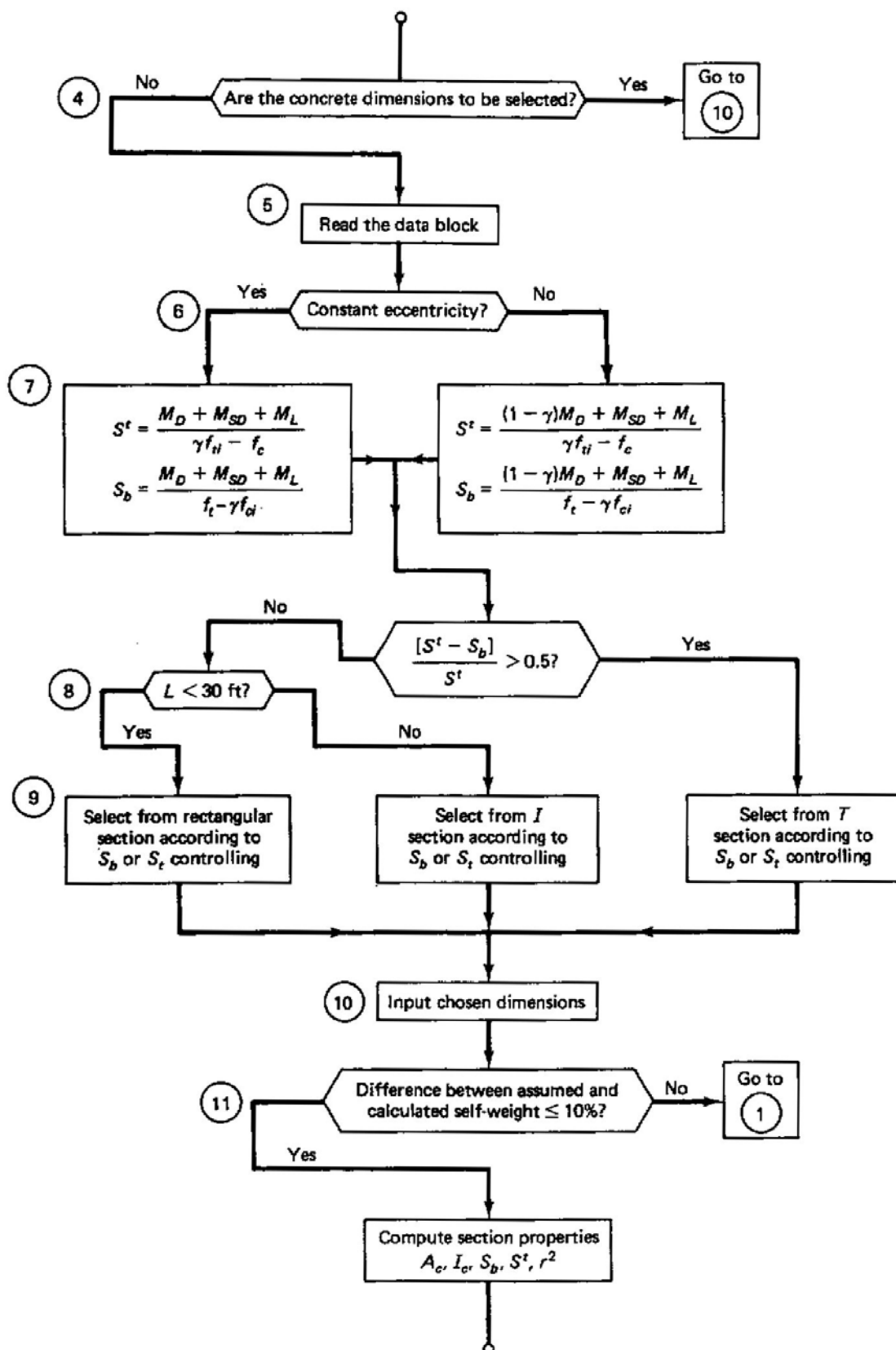


Figure 4.34 (continued)

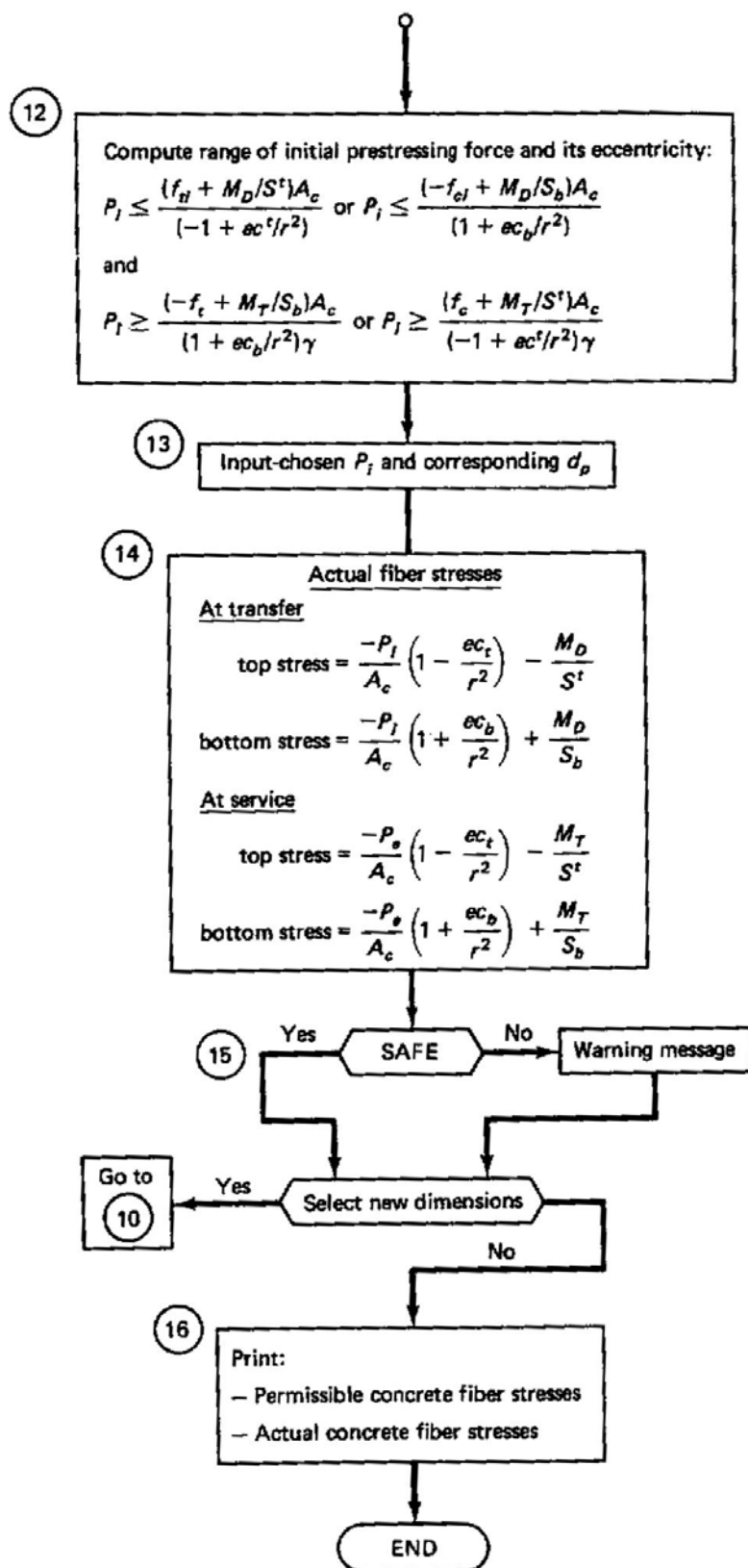


Figure 4.34 (continued)

៤.៨. គណនាមុខកាត់សមាសទម្រង់ប្រកួញប្រកួញត្រាំងរងការទាញជាក្រោយ

Design of Composite Post-Tensioned Prestressed Simply Supported Section

ឧទាហរណ៍ ៤.៧៖

Supported Section: ស្ពានទម្រង់ប្រកួញពីរផ្លូវ (two-lane) ដែលមានល្វែងប្រវែង $64\text{ ft}(19.5\text{ m})$ គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្សនៃ bearing ។ ទទឹងស្ពានដែលគិតពីផ្ទៃមេខាងក្រៅមានប្រវែង $28\text{ ft}(8.54\text{ m})$ ដែលគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។ គំលាតរបស់ផ្ទៃមេខាងក្នុងគឺ 7 ft គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។ គណនាផ្ទៃមេខាងក្នុងប្រកួញត្រាំងរងការទាញជាក្រោយ ដែលមានកម្រាលស្ពានមិនទល់ក្នុងអំឡុងពេលសាងសង់ដើម្បីទ្រទ្រង់ការដាក់បន្ទុក AASTHO HS20-44 ។ កំណត់ចំណាកផ្ចិត និង tendon envelop ។ គណនា anchorage block និង confining reinforcement ។ សម្មតិកម្ម៖

បេតុង

បេតុងចាក់ស្រាប់មាន $f'_c = 5,000\text{ psi}$ ជាបេតុងទម្ងន់ធម្មតា

បេតុងចាក់កម្រាលស្ពានកម្រាស់ 5.75 in មាន $f'_c = 3,000$ ជាបេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$$f'_{ci} = 4,000\text{ psi}(27.6\text{ MPa})$$

$$f_{ci} = 0.55 f'_{ci} = -2,200\text{ psi}(15.2\text{ MPa})$$

$$f_c = 0.40 f'_c = -2,000\text{ psi}(13.8\text{ MPa})$$

$$f_{ti} = 212\text{ psi} = 3\sqrt{f'_c}$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c} = 424\text{ psi}$$

ដែកប្រកួញត្រាំង

$$f_{pu} = 270,000\text{ psi}(1,862\text{ MPa})$$

$$f_{py} = 0.90 f_{pu} = 243,000\text{ psi}(1,675\text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 0.70 f_{pu} = 189,000\text{ psi}(1,303\text{ MPa})$$

$$f_{pe} \text{ ក្រោយកំហាតបង់} = 0.80 f_{pi} = 151,200\text{ psi}(1,043\text{ MPa})$$

កំណត់ និងគូរការបែងចែក tendon ទាំងនៅមុខកាត់កណ្តាលល្វែង និងមុខកាត់ខាងចុង ។ ប្រើតម្លៃម៉ូម៉ង់បន្ទុកអធ្វើដែលរួមបញ្ចូលទាំងកម្លាំងទង្គិចដែលបណ្តាលពីការដាក់បន្ទុកតាម AASTHO HS20-44 សម្រាប់ផ្ទៃមេខាងក្នុងដែលមានល្វែង $64\text{ ft}(19.5\text{ m}) = 9,300,000\text{ in.} - \text{lb}(1,051\text{ kN.m})$ ។

ដំណោះស្រាយ៖

ម៉ូម៉ង់ពត់ និងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត (ជំហាន១-៤)

ដោយសារគេស្គាល់គំលាតធ្នឹម និងប្រវែងល្វែង គេអាចកំណត់ម៉ូម៉ង់ដែលបានពីកម្រាលចាក់នៅនឹងកន្លែង និង diaphragm ។ Clear distance រវាងទ្រនុងរបស់ធ្នឹមគឺ $7\text{ ft} - 6\text{ in} = 6\text{ ft}6\text{ in}$ ។ សន្មត់ថាកម្រាលស្ពានដែល មានកម្រាស់ $5.75\text{ in.}(14.6\text{ cm})$ ផ្សំពីកម្រាលបន្ទះចាក់ស្រាប់ 1.75 in. ជាមួយនឹងកម្រាលចាក់ពីលើកម្រាស់ 4 in. និង diaphragm កម្រាស់ $8\text{ in.}(20\text{ cm})$ នៅកណ្តាលល្វែង និងកម្ពស់ $45\text{ in.}(122\text{ cm})$ ចាក់រួមគ្នាជាមួយនឹងកម្រាលស្ពាន ។ យើងមាន៖

$$\text{ទម្ងន់ diaphragm} = \frac{8}{12} \times \frac{45}{12} \times 6.5 \times 150 = 2,500\text{ lb}(11.6\text{ kN})$$

$$\text{ទម្ងន់កម្រាលចាក់ស្រាប់កម្រាស់ } 1.75\text{ in.} = \frac{1.75}{12} \times 7 \times 150 = 153\text{ plf}(2.2\text{ kN / m})$$

$$\text{ទម្ងន់កម្រាលចាក់ពីលើនៅនឹងកន្លែងកម្រាស់ } 4\text{ in.} = \frac{4}{12} \times 7 \times 150 = 350\text{ plf}(5.1\text{ kN / m})$$

$$M_{SD1} = \frac{153(64)^2}{8} \times 12 = 940,032\text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{CSD} = \text{បន្ទុកថេរដាក់ពីលើបន្ថែម} = 0$$

$$\begin{aligned} M_{SD2} &= \frac{PL}{4} + \frac{W_{SD}L^2}{8} \\ &= \frac{2,500 \times 64 \times 12}{4} + \frac{350(64)^2 \times 12}{8} \\ &= 499,200 + 2,150,400 = 2,649,600\text{ in.} - \text{lb} \end{aligned}$$

$$M_{SD} \text{ សរុប} = 940,032 + 2,649,000 = 3,589,632\text{ in.} - \text{lb}(406\text{ kN.m})$$

$$M_{CSD} = 0 \text{ នៅក្នុងករណីនេះ}$$

ម៉ូឌុលមុខកាត់អប្បបរមា និងការជ្រើសរើសមុខកាត់សាកល្បង (ជំហាន ១-៥)

$$\gamma = \frac{151,200}{189,00} = 0.80$$

$$S^t \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_{ti} - f_c}$$

$$S_b \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - f_{ci}}$$

សន្មត់ថាធ្នឹមចាក់ស្រាប់មានទម្ងន់ផ្ទាល់ប្រហែល $583\text{ plf}(8.5\text{ kN / m})$ ។

$$M_D = \frac{583(64)^2 \times 12}{8} = 3,581,952\text{ in.} - \text{lb}(405\text{ kN.m})$$

$$S_{\min}^t = \frac{(1-0.80)3,581,952 + 3,589,632 + 9,300,000}{0.80(212) - (-2,000)} = 6,271\text{ in.}^3(103,222\text{ cm}^3)$$

$$S_{b\min} = \frac{(1-0.80)3,581,952 + 3,589,632 + 9,300,000}{424 - 0.80(-2,200)} = 6,229\text{ in.}^3(102,075\text{ cm}^3)$$

ជាទូទៅ ម៉ូឌុលមុខកាត់ជាក់ស្តែងដែលរំពឹងទុកសម្រាប់សរសៃខាងលើតែងតែធំជាងម៉ូឌុលមុខកាត់សម្រាប់សរសៃខាងក្រោមរបស់មុខកាត់សមាស ។ ដូចនេះជ្រើសរើសអង្កត់ចាក់ស្រាប់ដោយឈរលើ

$$S_b = 6,229 \text{ in.}^3 \text{ ។}$$

ដោយសារ AASTHO type IV មានម៉ូឌុលមុខកាត់ធំជាងម៉ូឌុលមុខកាត់ដែលត្រូវការខ្លាំងពេក ដូចនេះយើងជ្រើសរើស AASTHO type III (រូបទី ៤.៣៥) ជាមុខកាត់សាកល្បងដែលមានតម្លៃក្បែរ $S_b = 6,229 \text{ in.}^3$ ជាងគេ ។

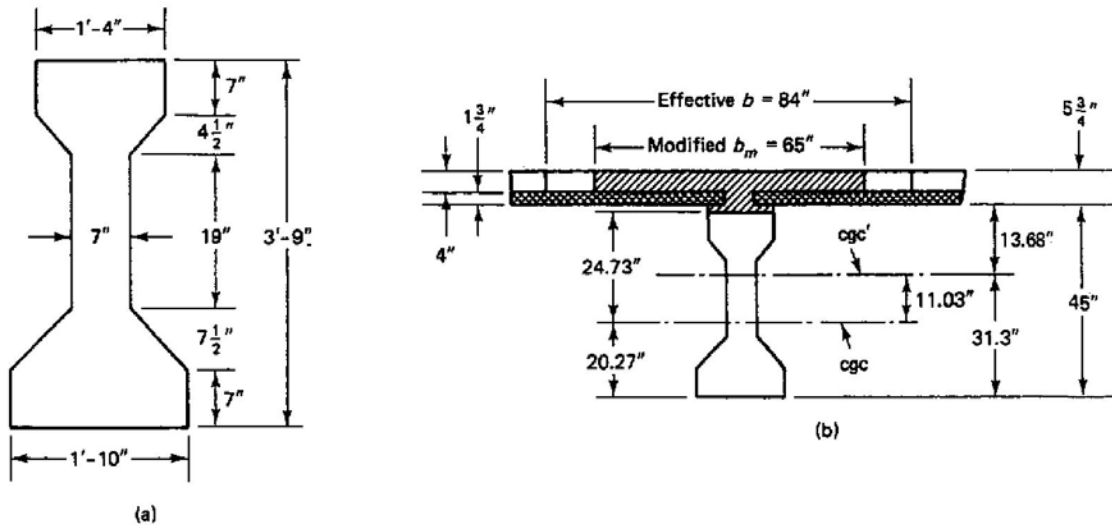


Figure 4.35 Example 4.7. (a) Section (AASHTO-III). (b) Composite section properties.

$$\begin{aligned} S^t &= 5,070 \text{ in.}^3 (83,082 \text{ cm}^3) \\ S_b &= 6,186 \text{ in.}^3 (101,370 \text{ cm}^3) \\ I_c &= 125,390 \text{ in.}^4 (5.2 \times 10^6 \text{ cm}^4) \\ A_c &= 560 \text{ in.}^2 (3,613 \text{ cm}^2) \\ r^2 &= 223.9 \text{ in.}^2 (1,445 \text{ cm}^2) \\ c_t &= 24.73 \text{ in.} (62.8 \text{ cm}) \\ c_b &= 20.27 \text{ in.} (51.5 \text{ cm}) \\ W_D &= 583 \text{ plf} (8.2 \text{ kN} / \text{m}) \end{aligned}$$

សាកល្បង 7-wire stress-relieved tendon អង្កត់ផ្ចិត $0.5 \text{ in.} (12.7 \text{ mm})$ ចំនួន 22 ដើម ។

ក្នុងត្រង់នៅពេលផ្ទេរ

$$M_T = 3,581,952 + 3,589,632 + 9,300,000 = 16,471,584 \text{ in.} - \text{lb} (1,861 \text{ kN.m})$$

$$A_{ps} = 22 \times 0.153 = 3.366 \text{ in.}^2 (21.7 \text{ cm}^2)$$

$$P_i = A_{ps} f_{pi} = 3.366 \times 0.70 \times 270,000 = 636,174 \text{ lb} (2,830 \text{ kN})$$

$$P_e = 0.80 P_i = 0.80 \times 636,174 = 508,940 \text{ lb} (2,264 \text{ kN})$$

$$k_t = \frac{r^2}{c_b} = \frac{223.91}{20.27} = 11.05 \text{ in.} (28.1 \text{ cm})$$

$$k_b = \frac{r^2}{c_t} = \frac{223.91}{24.73} = 9.05 \text{ in.} (23.0 \text{ cm})$$

$$a_{\min} = \frac{M_D}{P_i} = \frac{3,581,952}{636,174} = 5.63 \text{ in.}$$

$$a_{\max} = \frac{M_T}{P_e} = \frac{16,471,584}{508,940} = 32.36 \text{ in.} \quad (\text{Upper envelop ស្ថិតនៅខាងក្រៅមុខកាត់ ដូចនេះ}$$

យើងត្រូវធ្វើការកែសម្រួលមុខកាត់)

$$e_b = a_{\min} - k_b = 5.63 + 9.05 = 14.68 \text{ in.}$$

$$e_t = a_{\max} - k_t = 32.36 - 11.05 = 21.31 \text{ in.}$$

ដូចនេះ ប្រើចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon កាត់បន្ថយ

$$e_c = 16.27 \text{ in.} (413 \text{ mm}) \quad e_e = 10 \text{ in.} (254 \text{ mm})$$

(a) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{636,174}{560} \left(1 - \frac{16.27 \times 24.73}{223.91} \right) - \frac{3,581,952}{5,070} \\ &= 905.4 - 706.5 = 198.9 \text{ psi} (T) < 212 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \\ &= -\frac{636,174}{560} \left(1 + \frac{16.27 \times 20.27}{223.91} \right) + \frac{3,581,952}{6,186} \\ &= -2,809.3 + 579.0 = -2,230.3 \text{ psi} (C) (15.4 \text{ MPa}) \cong f_{ci} = -2,200 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

(b) មុខកាត់ត្រង់ទម្រ

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{e_e c_t}{r^2} \right) = -\frac{636,174}{560} \left(1 - \frac{10 \times 24.73}{223.91} \right) \\ &= +118.7 \text{ psi} (T) < 212 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_e c_b}{r^2} \right) = -\frac{636,174}{560} \left(1 + \frac{10 \times 20.27}{223.91} \right) \\ &= -2,164.4 \text{ psi} (C) < 2,200 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

លក្ខណៈមុខកាត់សមាស

$$\frac{E_c(\text{topping})}{E_c(\text{precast})} = \frac{57,000\sqrt{3,000}}{57,000\sqrt{5,000}} = 0.77$$

$$ទទឹងស្លាបប្រសិទ្ធភាព = 7 \text{ ft} = 84 \text{ in.} (213 \text{ cm})$$

$$ទទឹងស្លាបប្រសិទ្ធភាពកែសម្រួល = 0.77 \times 84 = 65 \text{ in.} (165 \text{ cm})$$

$$c'_b = \frac{(5.75 \times 65)(47.875) + (560 \times 20.27)}{(5.75 \times 65) + 560} = 31.32 \text{ in.}$$

$$I'_c = 125,390 + 560(31.32 - 20.27)^2 + \frac{65(5.75)^3}{12} + 65 \times 5.75(16.56)^2$$

$$= 297,044 \text{ in.}^4$$

$$r^2 = 318.12 \text{ in.}^2$$

$$S_{cb} = 9,490 \text{ in.}^3$$

$$c^t \text{ ចាក់ស្រាប់} = 45 - 31.32 = 13.68 \text{ in.}$$

$$S_c^t = \frac{297,044}{13.68} = 21,714 \text{ in.}^3 \text{ នៅត្រង់សរសៃខាងលើរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់}$$

$$c^t \text{ កម្រាលខាងលើ} = 13.68 + 5.75 = 19.43 \text{ in.}$$

$$S_{cs}^t = \frac{297,044}{19.43} = 15,288 \text{ in.}^3 \text{ នៅត្រង់សរសៃខាងលើរបស់កម្រាល}$$

$$S_{bcs} = \frac{297,044}{(19.43 - 4)} = 19,251 \text{ in.}^3 \text{ នៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមរបស់កម្រាល}$$

ក្នុងត្រង់ក្រោយពេលដំឡើងកម្រាលចាក់ស្រាប់កម្រាល 1.75 in. ដែលមានទម្ងន់ W_{SD} ជាកម្រាល (ជំហាន

១១a) មុនពេលចាក់ diaphragm និងកម្រាល

(a) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t}$$

$$M_D + M_{SD} = 3,581,952 + 940,032 = 4,521,984 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$f^t = \frac{508,904}{560} \left(1 - \frac{16.27 \times 24.73}{223.9} \right) - \frac{4,521,984}{5,070}$$

$$= +724.3 - 891.9 = -167.6 \text{ psi (C)} \quad \text{មិនមែនរងការទាញ} \quad \text{O.K.}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b}$$

$$= -\frac{508,940}{560} \left(1 + \frac{16.27 \times 20.27}{223.9} \right) + \frac{4,521,984}{6,186}$$

$$= -2,247.4 + 731.0 = -1,516.4 \text{ psi (C)} < 2,000 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

(b) មុខកាត់លើទម្រ

$$f^t = \frac{508,904}{560} \left(1 - \frac{10 \times 24.73}{223.9} \right) = 94.9 \text{ psi}(T) < f_t = 424 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

$$f_b = -\frac{508,940}{560} \left(1 + \frac{10 \times 20.27}{223.9} \right) = -1,731.6 \text{ psi}(11.9 \text{ MPa})(C) < -2,000 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

ក្នុងត្រាំងក្រោយពេលចាក់បេតុងកម្រាលខាងលើភ្លាមៗ (បេតុងកម្រាលមិនទាន់កកើន)

មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t}$$

$$M_D + M_{SD} = 4,521,984 + 2,649,600 = 7,171,584 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$f^t = -\frac{508,940}{560} \left(1 - \frac{16.27 \times 24.73}{223.9} \right) - \frac{7,171,584}{5,070} = 724.3 - 1,414.5 = -690.2 \text{ psi}(C) < -2,000 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} = -\frac{508,940}{560} \left(1 + \frac{16.27 \times 20.27}{223.9} \right) + \frac{7,171,584}{6,186} = -2,247.4 + 1,159.3 = -1,088.1 \text{ psi}(C) < -2,000 \text{ psi}(7.5 \text{ MPa} < 13.8 \text{ MPa}) \quad \text{O.K.}$$

ក្នុងត្រាំងនៅពេលរងបន្ទុកការងារ (ជំហាន ១១) ដោយបន្ថែមឥទ្ធិពលរបស់ M_{SD2} ដែលបណ្តាលពីកម្រាល

អត់មានទល់

(a) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} - \frac{M_{CSD} + M_L}{S_c^t}$$

$$M_D + M_{SD} = 7,171,584 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{CSD} + M_L = 0 + 9,300,000 = 9,300,000 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\text{ពីដំណាក់កាលលើកមុន } f^t = -690.2 \text{ psi}(C), f_b = -1088.1 \text{ psi}(C) \text{ ។}$$

ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងលើរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់នៃមុខកាត់សមាសគឺ

$$f_c^t = -690.2 - \frac{9,300,000}{21,714} = -690.2 - 428.3 = -1,118.5 \text{ psi}(C) < -2,000 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

$$f_{bc} = -1088.1 + \frac{9,300,000}{9,492} = -1088.1 + 979.8 = -108.3 \text{ psi}(C)$$

ផលធៀបម៉ូឌុលដែលបានពីមុនមកគឺ

$$n = 0.77$$

ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងលើរបស់កម្រាលក្រោយពេលបេតុងកកើនគឺ

$$f_{cs}^t = -\frac{9,300,000}{15,288} \times 0.77 = -468 \text{ psi}(C)$$

ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងក្រោមរបស់កម្រាលគឺ

$$f_{bcs} = -\frac{9,300,000}{19,251} \times 0.77 = -372 \text{ psi}(C)$$

(b) មុខកាត់លើទម្រ

ការគណនាដូចគ្នានឹងការគណនានៅជំហានខាងលើ ។ លទ្ធផលគឺ $f^t = +94.9 \text{ psi}(T)$ និង

$$f_b = -1,731.6 \text{ psi}(C) \text{ ។}$$

Tendon Envelope

(a) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$a_{\max} = 32.36 \text{ in.}$$

$$a_{\min} = 5.63 \text{ in.}$$

(b) មុខកាត់ត្រង់មួយភាគបួន

$$M_D = 2,686,464$$

$$a_{\min} = \frac{M_D}{P_i} = 4.22 \text{ in.}$$

$$M_T = 12,355,248$$

$$a_{\max} = \frac{M_T}{P_e} = 24.28 \text{ in.}$$

មើលរូបទី ៤.៣៦ សម្រាប់ tendon envelope និងរូបទី ៤.៣៧ សម្រាប់ការបែងចែកក្នុងត្រាំង ។
រូបទី ៤.៣៨ បង្ហាញពីក្នុងត្រាំងតំបន់ anchorage និង net moment តាមកម្ពស់របស់មុខកាត់ផ្ទៃម ។

គណនា End-Block Anchorage

(a) ដោះស្រាយតាម linear elastic method

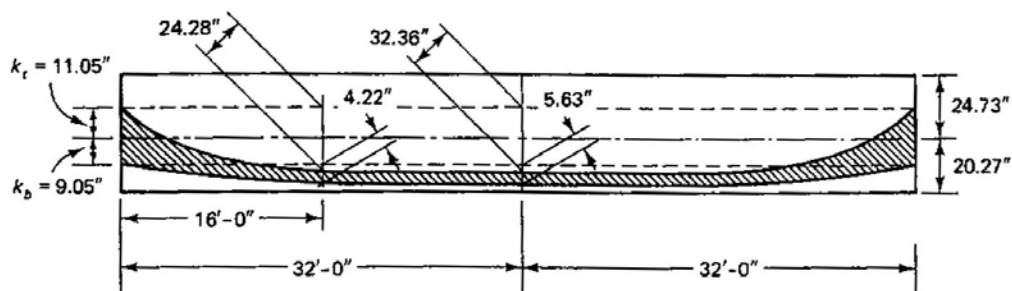


Figure 4.36 Prestressing tendon envelope.

$$P_i = 636,174 \text{ lb}$$

$$e_e = 10 \text{ in.}$$

$$f^t = +119 \text{ psi}(T)$$

$$f_b = -2,164 \text{ psi}(C)$$

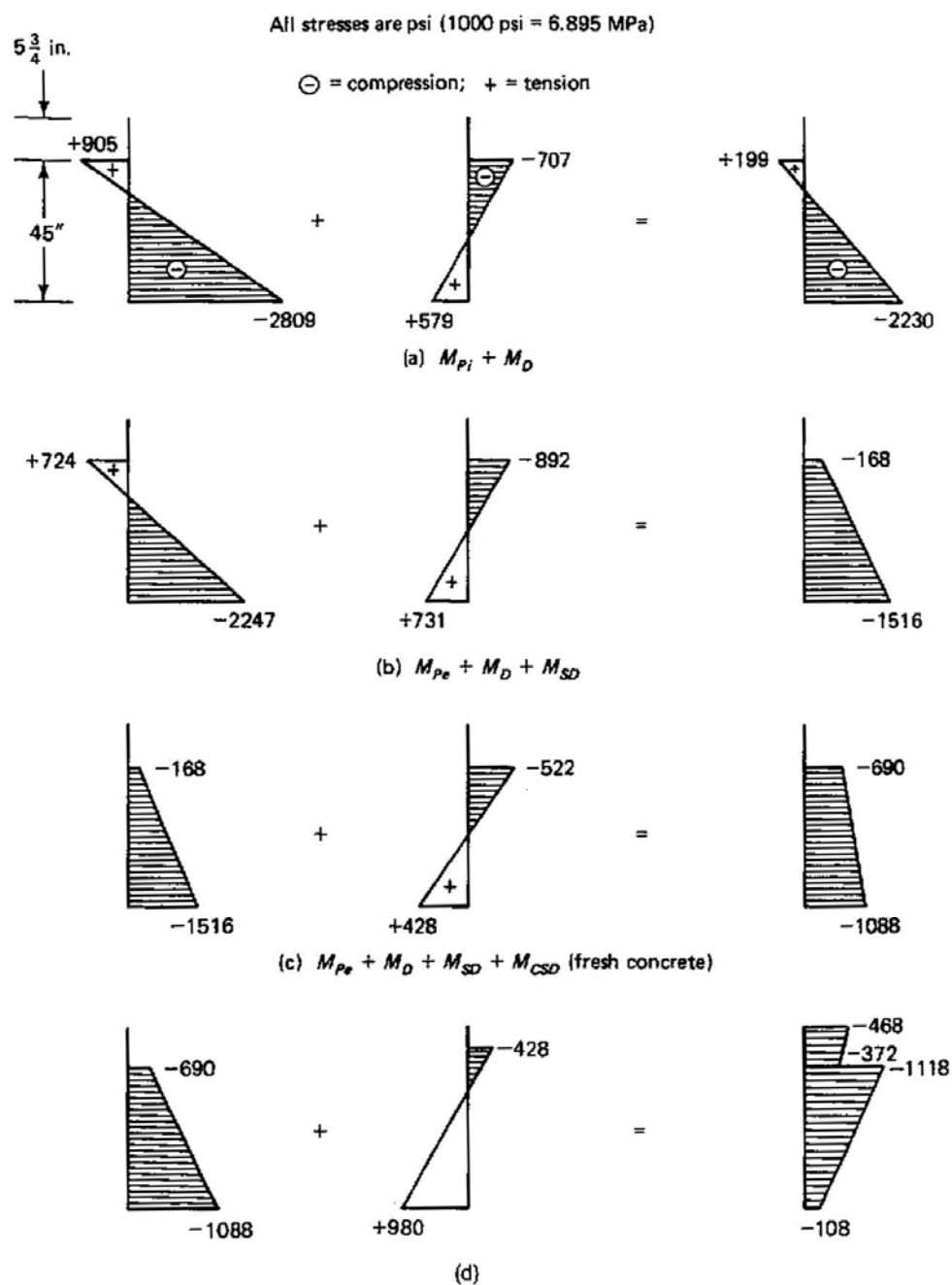


Figure 4.37 Midspan concrete fiber stresses in Example 4.7. (a) Transfer. (b) Erection. (c) Topping cast. (d) Service-load stage.

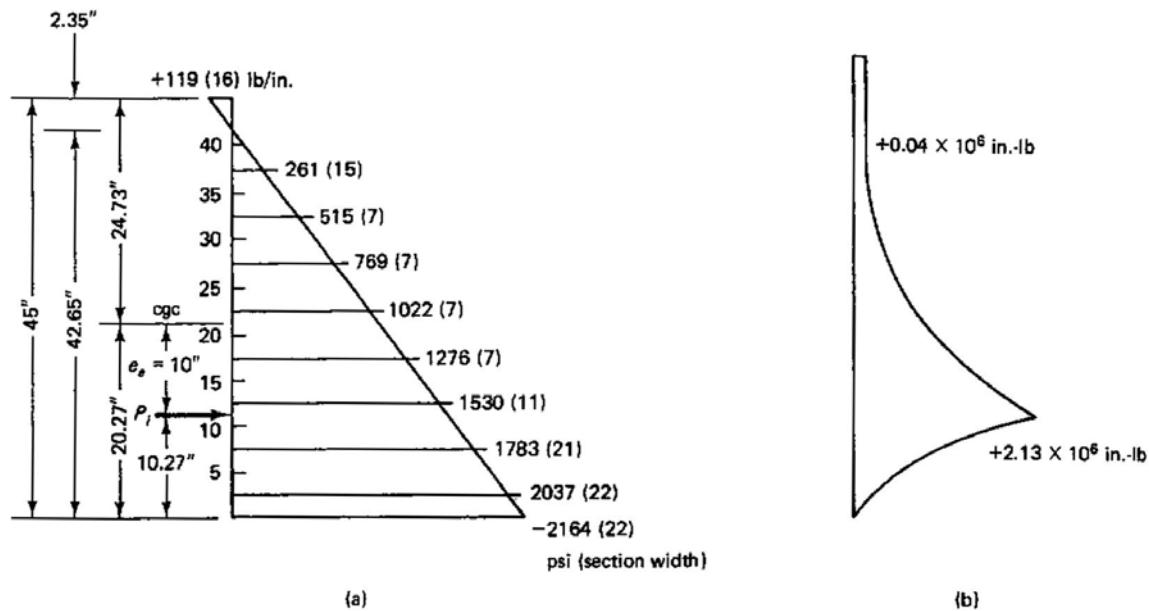


Figure 4.38 Anchorage zone elastic stresses and net moments in Example 4.7. (a) Anchorage zone stresses. Bracketed values are section widths (in.) along which anchorage stresses are acting. (b) Net bursting or splitting moments ($M_p - M_d$) at 5-in. depth intervals.

(i) Bursting Crack Reinforcement

$$h = 45 \text{ in.}$$

$$\text{ប្រើ } x = h/3 = 15 \text{ in.}$$

$$T_b = \frac{M_{\max}}{h - x} = \frac{2.15 \times 10^6}{45 - 15} = 71,670 \text{ lb} (316 \text{ kN})$$

$$A_s = \frac{T_b}{f_s} = \frac{71,670}{20,000} = 3.58 \text{ in.}^2 (23.1 \text{ cm}^2)$$

(ii) Spalling Crack Reinforcement

$$T_{sp} = \frac{M_{\max}}{h - x} = \frac{0.04 \times 10^6}{45 - 15} = 1,330 \text{ lb}$$

$$A_s = \frac{T_{sp}}{20,000} = \frac{1,330}{20,000} = 0.07 \text{ in.}^2$$

$$\text{ដែកសរុប} = 3.58 + 0.07 = 3.65 \text{ in.}^2 (23.5 \text{ cm}^2)$$

សាកល្បងដែកបញ្ជ្រូរ #4 អង្កត់ផ្ចិត (12.7 mm)

$$\text{ចំនួនត្រូវការ} = \frac{3.65}{0.20 \times 2} = 9.13$$

ការតម្រៀប strand

ប្រើក្រឡា (grid) 2 in. x 2 in. (25 mm x 25 mm) សម្រាប់តម្រៀបការពង្រាយ strand ។

ចំណាកផ្ចិតគឺ:

$$e_c = 16.27 \text{ in. (41.3 cm)}$$

$$e_e = 10.0 \text{ in. (25.4 cm)}$$

ការតំរៀប strands ដើម្បីទទួលនូវចំណែកផ្ចិត tendon ដែលត្រូវការត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៣៩ (a) ។

ម៉ូម៉ង់តំបន់ anchorage នៅលើបង្អស់ផ្សេងៗដែលមានគំលាត 5in. តាមកម្ពស់របស់មុខកាត់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ៤.៧ ។

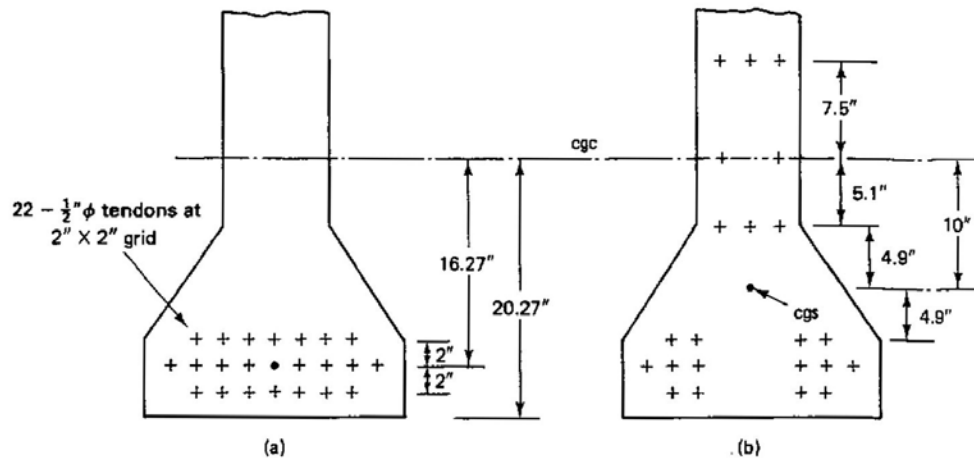


Figure 4.39(a) Strand arrangement in Example 4.7. (a) Midspan ($e_c = 16.27$ in.). (b) End section ($e_e = 10.0$ in.).

Table 4.7 Anchorage Zone Moments for Example 4.7

Moment plane dist. d from bottom (in.)	Section width (in.)	Stress at plane ($d - 2.5$) (psi)	Concrete resist. force at ($d - 2.5$) (lb)	Moment M_p of force P_i about horiz. plane in col. (1) (in.-lb $\times 10^6$)	Moment M_c of concrete in col. (4) about horiz. plane in col. (1) (in.-lb $\times 10^6$)	Net moment ($M_c - M_p$) col. (6) - col. (5) (in.-lb $\times 10^6$)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
0	22	-2,164	0	0	0	0
5	22	-2,037	237,040	0	+0.56	+0.56
10.27	15	-1,783	133,725	0	+2.15	+2.15
15	7	-1,530	53,550	-3.01	+4.42	+1.41
20	7	-1,276	44,660	-6.19	+7.00	+0.81
25	7	-1,022	35,770	-9.37	+9.80	+0.43
30	7	-769	26,915	-12.55	+12.76	+0.19
35	12	-515	25,750	-15.73	+15.80	+0.07
40	16	-216	20,880	-18.91	+18.95	+0.04
45	16	+119	+9,520	-22.09	+22.15	+0.06

(b) ដោះស្រាយតាម Plastic Strut-and-tie Method

- (1) គណនាចម្ងាយទីប្រជុំទម្ងន់របស់ tendon

$$= \frac{4(2) + 6(4) + 4(6) + 3(5.17) + 2(20.27) + 3(27.77)}{22} = 10.27in.$$

- (2) គណនា bearing capacity របស់បេតុងនៅត្រង់ប្លង់ anchorage device

កម្លាំងតាមជួរដេក: $P_{u1}, P_{u3} = 4(0.153)(270,000) = 165,240lb$

$$P_{u2} = 6(0.153)(270,000) = 247,860lb$$

$$P_{u4}, P_{u6} = 8(0.153)(270,000) = 123,930lb$$

$$P_{u5} = 2(0.153)(270,000) = 82,620lb$$

កម្លាំងសង្កត់ ultimate សរុប $= 165,250(2) + 247,860 + 123,930(2) + 82,620$
 $= 908,820lb$

ក្រឡាផ្ទៃរបស់ rigid bearing plates ដែលទ្រ anchorage chucks

$$A_b = 16 \times 12 + 8 \times 16 = 320in.^2$$

$$f_b = \frac{908,820}{320} = 2,840 psi$$

ពីសមីការ 4.16 a និង b, bearing pressure អនុញ្ញាតអតិបរមានៅលើបេតុងគឺ

$$f_b \leq 0.7\phi f'_{ci} \sqrt{A/A_g}$$

$$f_b \leq 2.25\phi f'_{ci}$$

សន្មតថាស្តីស្តង់ដើមរបស់បេតុងនៅពេលរងក្នុងត្រាំងគឺ

$$f'_{ci} = 0.75 f'_c = 0.75 \times 5,000 = 3,750 psi$$

ក្រឡាផ្ទៃចំនួន A របស់បេតុងដែលមាន bearing plate $= 18 \times 16 + 10 \times 18 = 468in.^2$

Bearing stress អនុញ្ញាត $f_b = 0.7 \times 0.90 \times 3,750 \sqrt{\frac{468}{320}}$
 $= 2,860 psi > 2,840 psi \quad \text{O.K.}$

Bearing stress ពីសមីការ 4.14b អត់លុប ។

- (3) គូរគំរូ strut-and tie និងជ្រើសរើស anchorage reinforcement

ជ្រើសរើសចម្ងាយ a ដូចនៅក្នុងរូបទី ៤.៣៩(b) ចន្លោះកម្លាំងពីរ $P_{u5} - P_{u6} = 7.5in.$

ដូចនេះ កម្ពស់ $a/2$ ពីខាងមុខ anchorage $= \frac{7.5}{2} = 3.75in.$ យក $4in.$

សង់ strut-and-tie ដោយសន្មត់វាមានទម្រង់ដូចក្នុងរូបទី ៤.៣៩(b) ។ Tension tie មានកម្លាំងចន្លោះ 33,495/lb និង 102,024/lb ។ ដោយជ្រើសរើស tie ដែលមានកម្លាំងធំជាងគេគឺ 102,024/lb និងដោយប្រើដែកកង confining reinforcement អក្សរ U បិទជិត #3 នៅក្នុងតំបន់ anchorage:

$$\begin{aligned} \text{រេស៊ីស្តង់ទាញក្នុងមួយកង} &= \phi_y A_v \\ &= 0.90 \times 60,000 \times 2(0.11) = 11,880/lb \end{aligned}$$

$$\text{ចំនួនដែកកងដែលត្រូវការ} = \frac{102,024}{11,880} = 8.59$$

ប្រើដែកកងអក្សរ U បិទជិត #3 ចំនួន 9 កង ។

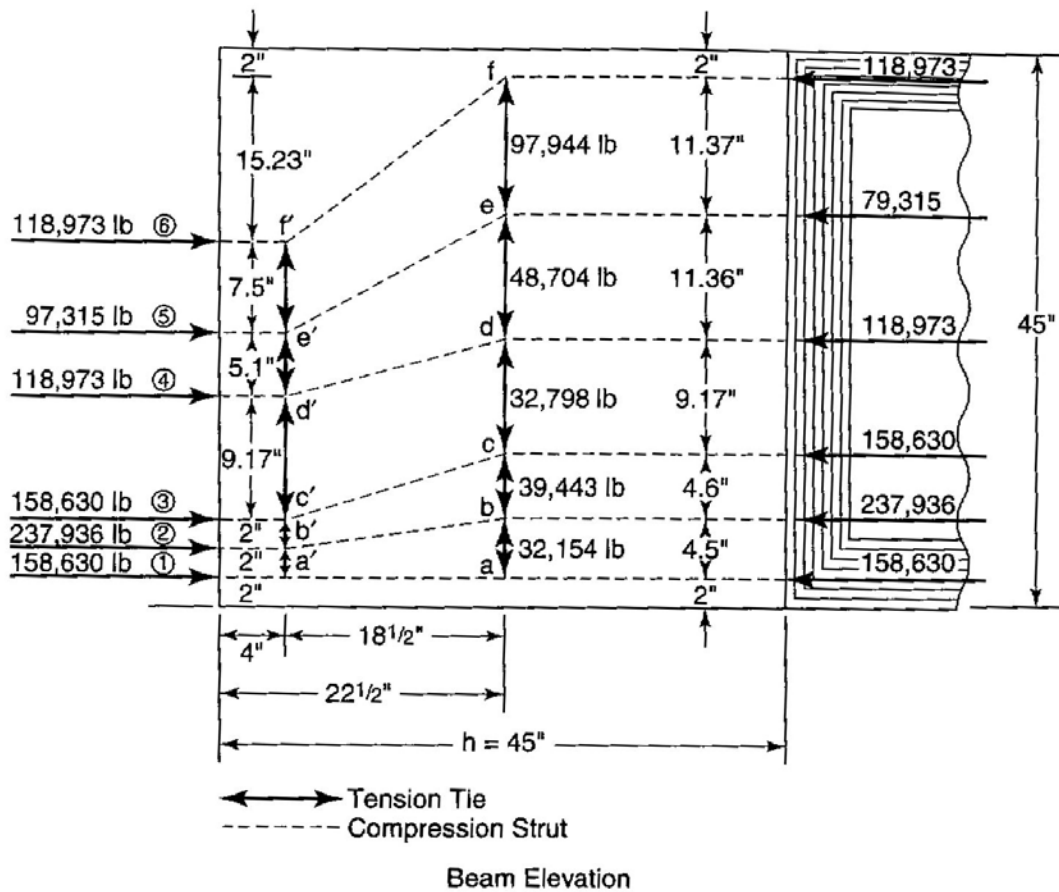


Figure 4.39(b) Strut-and-Tie Forces in Example 4.7.

ដោយសាកល្បងដែកកងអក្សរ U បិទជិត #4 នៅក្នុងតំបន់សង្កត់ក្បែរឃ្លង់ anchorage device ក្នុងករណីនេះ គេក៏អាចសន្មត់ប្រើកម្លាំងប្រហាក់ប្រហែលនឹង

102,024/lb ។

ស្តីពីស្តង់ទាញរបស់ confining tie #4 មួយ $= 0.9 \times 60,000 \times 20(0.20) = 21,600/lb$

ចំនួន tie $= \frac{102,024}{21,600} = 4.7$ ប្រើដែកកងអក្សរ U បិទជិត #4 ចំនួន 5

ដោយប្រៀបធៀបដំណោះស្រាយ (a) និង (b) យើងទទួលយក confining reinforcement

នៅក្នុងតំបន់ anchorage លើប្រវែង $h = 45in$ ពីចុងផ្ទឹមដូចខាងក្រោម៖

ប្រើដែកកង #4 ចំនួន 5 កងដោយចាប់ផ្តើមនៅត្រង់ 1.5in. ពីបង្គង់ anchorage device និងមានគំណាត់ពីគ្នា 1.5in. គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។ បន្ទាប់មកបន្តជាមួយនឹងដែកកង ចំនួន 9 កង ដោយមានគំណាត់ពីគ្នា 5in. លើចម្ងាយ 40in. ។ ចំណាំថា ប្រសិនបើគេសន្មត់ចំនួន ខ្សែគន្លង compression strut កាន់តែតិច កម្លាំង tenion tie នឹងធ្វើអោយ confining reinforcement កាន់តែច្រើន ។

៤.៩. គណនាមុខកាត់រងការពត់ក្រោមលក្ខខណ្ឌ Ultimate Strength

Ultimate Strength Flexural Design

៤.៩.ក. ម៉ូម៉ង់ប្រេះ Cracking-Load Moment

ដូចដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូក ១ ភាពខុសគ្នាដ៏សំខាន់មួយរវាងបេតុងប្រកុងត្រាំង និងបេតុងអារម៉េ គឺការចាកឆ្ងាយជាបន្តបន្ទាប់របស់ compressive C-line នៅក្នុងផ្ទឹមបេតុងប្រកុងត្រាំងពី tensile cgs line នៅពេលដែលបន្ទុកកាន់តែកើនឡើង ។ គេអាចនិយាយម្យ៉ាងទៀតថា ដៃឃ្លាស់របស់ couple ខាងក្នុងកើនឡើងទៅតាមការកើនឡើងរបស់បន្ទុកដោយមិនធ្វើការផ្លាស់ប្តូរកុងត្រាំង f_{pe} នៅក្នុងដែកប្រកុងត្រាំង ។ ម៉ូម៉ង់ពត់នៅតែបន្តកើនឡើងនៅពេលដែលបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរដែលដាក់បន្ថែមពីលើមានអំពើរហូតដល់កុងត្រាំងសង្កត់របស់បេតុងនៅសរសៃខាងក្រោមត្រង់និរ្វ័យដែករបស់ផ្ទឹមទម្រសាមញ្ញស្មើនឹងសូន្យ ។ គេហៅដំណាក់កាលនៃកុងត្រាំងនេះថាស្ថានភាពបន្ថយកុងត្រាំងសង្កត់ (limit of decompression) ។ បន្ទុកបន្ថែមខាងក្រៅ ឬបន្ទុកលើសធ្វើអោយកើតមានស្នាមប្រេះនៅផ្ទៃខាងក្រោម ដែលកុងត្រាំងទាញកើតពីម៉ូម៉ង់ប្រេះ (cracking moment) ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកប្រេះដំបូង (first cracking load) ទៅដល់ម៉ូឌុលដាច់ (modulus of rupture) f_r ។ នៅដំណាក់កាលនេះ ដែកកើនកុងត្រាំងភ្លាមៗ ហើយកុងត្រាំងទាញត្រូវបានផ្ទេរពីបេតុងទៅដែក ។

រូបទី ៤.៤០ បង្ហាញពីបន្ទុក និងកុងត្រាំងដែកនៅដំណាក់កាលផ្សេងៗនៃការដាក់បន្ទុក ។ វាមិនត្រឹមតែបង្ហាញពីខ្សែកោងបន្ទុក-កំហូចទ្រង់ទ្រាយ ដែលរួមមានការផ្លាស់ប្តូរជំរាលយ៉ាងរហ័សនៅពេលរង first cracking load ប៉ុណ្ណោះទេ វាថែមទាំងបង្ហាញពីការផ្លាស់ទីតាំងរបស់ខ្សែកោងក្រោយពីរង decompression នៅក្នុង

bonded prestressed beam ។ បន្ទាប់ពីចំណុចផ្លាស់ទីនេះ គេមិនអាចគិតថាថ្មីមធ្វើការជាលក្ខណៈអេឡាស្ទិចទេ ហើយការរត់ឡើងលើរបស់ compressive C-line ស្ថិតនៅនឹង ឬថេរដែលធ្វើអោយមុខកាត់ចាប់ផ្តើមធ្វើការជា មុខកាត់បេតុងអារម៉េដែលមានដៃឃ្លាស់ម្ល៉ឹងថេរ ។

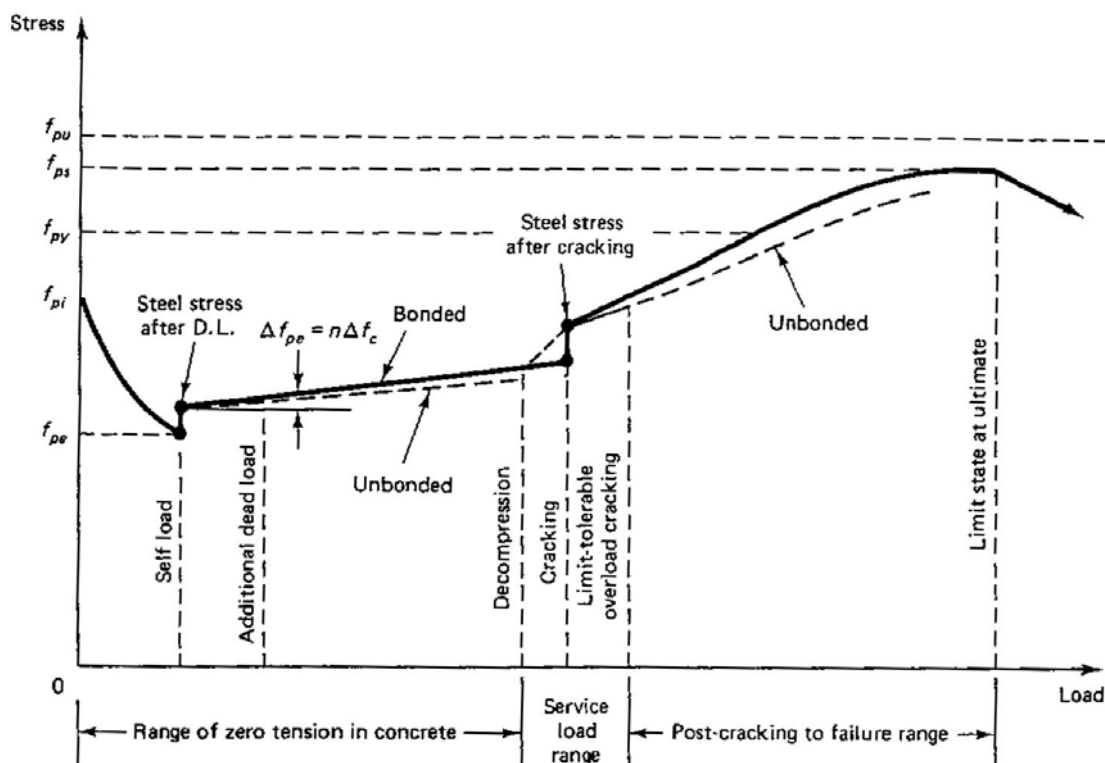


Figure 4.40 Prestressing steel stress at various load levels.

គេចាំបាច់ត្រូវគណនា first cracking load ដោយសារមានការកាត់បន្ថយភាពរឹងក្រាញរបស់មុខកាត់ (section stiffness) ដូចនេះហើយគេត្រូវពិចារណាពីការកើនឡើងនៃភាពងាប់ ។ លើសពីនេះ គេត្រូវត្រួតពិនិត្យ ពីទំហំទទឹងស្នាមប្រេះដើម្បីការពារចែ្រះសិដែក ។

ក្នុងត្រាំងសរសៃរបស់បេតុងនៅត្រង់ផ្នែងការទាញគឺ

$$f_b = -\frac{P_e}{A_r} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_{cr}}{S_b} = f_r \quad (4.24)$$

ដែល ម៉ូឌុលដាច់ $f_r = 7.5\sqrt{f'_c}$ និងម៉ូម៉ង់ប្រេះ M_{cr} ជាម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទាំងអស់ ($M_D + M_{SD} + M_L$) ។ ពិសមីការ 4.24

$$M_{cr} = f_r S_b + P_e \left(e + \frac{r^2}{c_b} \right) \quad (4.25)$$

ចំណាំថា r^2 / c_b ជាតម្លៃ upper kern របស់ k_t ដូចនេះ $P_e r^2 / c_b$ ជាម៉ូម៉ង់អេឡាស្ទិចដែលត្រូវការដើម្បីដំឡើង C-line ពីនីវ៉ូដែកប្រកុងត្រាំងទៅចំណុច upper kern ដោយមានកុងត្រាំងទាញស្មើស្មូននៅសរសៃខាងក្រោម ។ ដូចនេះតួ $f_r S_b$ ជាម៉ូម៉ង់បន្ថែមដែលត្រូវការដើម្បីធ្វើអោយមានស្ថាប្រេះដំបូងនៅសរសៃខាងក្រោម ខាងក្រៅដោយសារអំពើនៃបន្ទុកលើស (overload) ដូចជានៅសរសៃខាងក្រោមនៃមុខកាត់កណ្តាលល្វែងរបស់ផ្ទាំងប្រសាមញ្ញ ។

៤.៩.២. ប្រកុងត្រាំងដោយផ្នែក (Partial Prestressing)

ពាក្យ partial prestressing ជាពាក្យដែលគេមិនទាន់បានឯកភាពគ្នានៅឡើយទេ ដោយសារតែគេមិនចង់ហៅផ្ទាំងប្រកុងត្រាំងដោយផ្នែកទេ ដែលវាអាចធ្វើអោយគេច្រឡំ ។ Partial prestressing ពិពណ៌នាពីផ្ទាំងប្រកុងត្រាំងដែលគេប្រើដែកមិនមែនប្រកុងត្រាំងបន្ថែមដើម្បីគ្រប់គ្រងការរីករាល និងទំហំទទឹងរបស់ស្ថាប្រេះ និងការរួមចំណែករបស់វាទៅក្នុង ultimate flexural moment strength ។ អត្ថប្រយោជន៍ដ៏សំខាន់ពីរបស់ partial prestressing គឺការប្រើប្រាស់សម្ភារៈរួមផ្សំទាំងអស់យ៉ាងមានប្រសិទ្ធភាព និងការគ្រប់គ្រងកំណែងលើសលប់ដែលបណ្តាលពី long-term creep របស់បេតុងក្រោមកុងត្រាំងសង្កត់ ។ គេតែងតែគណនាផ្ទាំងបេតុងអារម៉េជា underreinforced ដើម្បីធានា ductile failure ដោយអោយដែកធ្វើការដល់ yield មុន ។ គេអាចគណនាផ្ទាំងប្រកុងត្រាំងជា underreinforcement ដោយប្រើភាគរយដែកធម្មតាតិចដែលនាំអោយដែករងការទាញដាច់នៅពេលបាក់ ឬក៏គណនាជា overreinforced ដោយប្រើភាគរយដែកធម្មតាច្រើនដែលធ្វើអោយបេតុងបែកនៅត្រង់សរសៃរងការសង្កត់ខាងលើដែលវាមានលក្ខណៈ ductile តិចជាង ។

ប្រភេទនៃការបាក់ម្យ៉ាងទៀតកើតមាននៅត្រង់នីវ៉ូ first cracking load ដែល M_{cr} ប្រហាក់ប្រហែលនឹង nominal moment strength M_n របស់មុខកាត់ ។ ប្រភេទនៃការបាក់នេះអាចកើតមាននៅក្នុងអង្កត់ដែលរងប្រកុងត្រាំង និងពង្រឹងដោយដែកជាមួយនឹងបរិមាណដែកតិច ឬកើតមាននៅក្នុងអង្កត់ដែលរងប្រកុងត្រាំងចម្លែងជាមួយនឹងបរិមាណដែកតិច ឬនៅក្នុងអង្កត់មុខកាត់ប្រហោង ។

ជាទូទៅ គេណែនាំអោយគណនាបរិមាណម៉ូម៉ង់ប្រេះ M_{cr} ដើម្បីកំណត់ស៊ីស្តង់ និងដែនកំណត់របស់ overload ដែលមុខកាត់គណនាមាន ។

៤.៩.៣. ការកំណត់ម៉ូម៉ង់ប្រេះ (Cracking Moment Evaluation)

ឧទាហរណ៍ ៤.៨៖ គណនាម៉ូម៉ង់ប្រេះ M_{cr} នៅក្នុងផ្ទាំងមុខកាត់អក្សរ I នៃឧទាហរណ៍ ៤.២ ហើយកំណត់ទំហំរបស់ overload moment ដែលផ្ទាំងអាចទប់ទល់បាននៅពេលម៉ូម៉ង់ដាច់របស់បេតុង ។ ហើយគណនាមេគុណសុវត្ថិភាព

ដែលផ្ទឹមអាចប្រឆាំងនឹងស្នាមប្រេះដែលបណ្តាលពី overload ។ គេអាច $f_r = 7.5\sqrt{f'_c} = 7.5\sqrt{5,000}$
 $= 530 \text{ psi}(3.7 \text{ MPa})$ ។

ដំណោះស្រាយ: ពិធីទាហរណ៍ ៤.២

$$P_e = 308,225 \text{ lb}(1,371 \text{ kN})$$

$$r^2 / c_b = 187.5 / 18.84 = 9.95 \text{ in.}(25.3 \text{ cm})$$

$$S_b = 3,750 \text{ in.}^3(61,451 \text{ cm}^3)$$

$$e_c = 14 \text{ in.}(35.6 \text{ cm})$$

$$M_D + M_{SD} = 2,490,638 \text{ in.} - \text{lb}(281 \text{ kN.m})$$

$$M_L = 7,605,000 \text{ in.} - \text{lb}(859 \text{ kN.m})$$

ពិសមីការ 4.25

$$M_{cr} = f_r S_b + P_e \left(e + \frac{r^2}{c_b} \right) = 530 \times 3,750 + 308,255(14 + 9.95)$$

$$= 9,370,207 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_T = M_D + M_{SD} + M_L = 2,490,638 + 7,605,000$$

$$= 10,095,638 \text{ in.} - \text{lb}(1,141 \text{ kN.m})$$

$$\text{overload moment} = M_T - M_{cr} = 10,095,638 - 9,370,207$$

$$= 725,431 \text{ in.} - \text{lb}(83 \text{ kN.m})$$

ដោយសារតែ $M_T > M_{cr}$ ផ្ទឹមមានស្នាមប្រេះដោយសារកុងត្រាំងទាញនៅពេលរង service load

ដូចការសន្មតក្នុងការគណនានៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ។ មេគុណសុវត្ថិភាពប្រឆាំងនឹងស្នាមប្រេះគឺ

$$\frac{M_{cr}}{M_T} = \frac{9,370,207}{10,095,638} = 0.93$$

ប្រសិនបើម៉ូម៉ង់កើតពីបន្ទុកធ្វើការ M_T តូចជាង M_{cr} មេគុណសុវត្ថិភាពប្រឆាំងនឹងស្នាមប្រេះនឹងធំជាង 1 ដូចនៅក្នុង nonpartially prestressed member ។

ចំណាំថា នៅពេលគេប្រើ nonprestressed member ដើម្បីបង្កើត partially prestressed section ម៉ូម៉ង់មេគុណសុវត្ថិភាព $\phi M_n \geq 1.2 M_{cr}$ ដូចការទាមទារដោយ ACI Code ។

៤.១០. មេគុណបន្ទុក និងមេគុណរេស៊ីស្តង់

Load and Strength Factors

៤.១០.ក. ភាពទុកចិត្ត និងសុវត្ថិភាពរបស់គ្រឿងបង្កើនបង្កបេតុង

Reliability and structural safety of Concrete Components

វិធីដែលបានបង្កើតឡើងចំនួនបីនៅក្នុងទសវត្សរ៍ថ្មីៗមានឥទ្ធិពលយ៉ាងខ្លាំងទៅលើដំណើរការគណនាពេលបច្ចុប្បន្ន ក៏ដូចជានាពេលអនាគតគឺ៖ ការកើនឡើងយ៉ាងច្រើននៃការគណនាអង្កត់បេតុងតាមការពិសោធន៍ និងការវិភាគ វិធីប្រូបាប៊ីលីតេដើម្បីពិពណ៌នាពីការធ្វើការរបស់អង្កត់បេតុង និងការប្រើប្រាស់កុំព្យូទ័រសម្រាប់វិភាគពីសុវត្ថិភាព និងភាពទុកចិត្តនៃប្រព័ន្ធ ។ រហូតដល់ពេលថ្មីៗនេះ មេគុណសុវត្ថិភាពភាគច្រើនក្នុងការគណនាគឺឈរលើការពិសោធន៍ ។ ដោយសារបទពិសោធន៍បន្ថែមមួយនឹងចំណេះដឹងពីការបាក់ក៏ដូចជាការស្តាំជាមួយនឹងលក្ខណៈរបស់បេតុង មេគុណសុវត្ថិភាពត្រូវបានកែសម្រួល ដែលភាគច្រើនត្រូវបានកាត់បន្ថយ ។

នៅក្នុងឆ្នាំ ១៩៥៦, Baker បានស្នើសុំវិធីដឹងយូស្ត្រូមួយនៃការកំណត់មេគុណសុវត្ថិភាព ដូចបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ៤.៨ ដោយឈរលើការវាយតម្លៃតាមប្រូបាប៊ីលីតេ ។ វិធីនេះគឺថាទម្ងន់ប្រភេទផ្សេងគ្នាគួរប្រើមេគុណសុវត្ថិភាពខុសគ្នាដែលមានឥទ្ធិពលដល់ការគណនា ។ ឥទ្ធិពលបាក់លំអៀង (weight failure effect) W_t សម្រាប់កត្តាផ្សេងៗនៃ workmanship, លក្ខខណ្ឌនៃការដាក់បន្ទុក លទ្ធផលនៃការបាក់ និងលទ្ធភាពទប់ទល់ត្រូវបានរៀបចំដាក់នៅក្នុងតារាង ។

មេគុណសុវត្ថិភាពប្រឆាំងនឹងការបាក់គឺ

$$S.F. = 1.0 + \frac{\sum W_t}{10} \quad (4.26)$$

ដែលតម្លៃលំអៀងសរុបអតិបរមារបស់ប៉ារ៉ាម៉ែត្រទាំងអស់ដែលមានឥទ្ធិពលទៅលើការធ្វើការស្មើនឹង 10.0 ។ និយាយម្យ៉ាងទៀត មេគុណសុវត្ថិភាពសម្រាប់ការបន្ទុកលក្ខខណ្ឌដែលអាក្រក់បំផុតដែលមានឥទ្ធិពលលើការធ្វើការរបស់គ្រឿងបង្កើន $S.F. = 2.0$ ។

វិធីម្យ៉ាងទៀតជាមួយនឹងចំនួនប៉ារ៉ាម៉ែត្រប្រូបាប៊ីលីតេដែលដោះស្រាយជាមួយនឹងបន្ទុក និងរេស៊ីស្តង់តូចជាង ។ ជាទូទៅ វិធីនេះមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នាសម្រាប់គ្រឿងបង្កើនដែក និងគ្រឿងបង្កើនបេតុង ។ ទាំង load-and-resistance-factor-design method (LRFD) និង first-order second-moment method (FOSM) ស្នើសុំដំណើរការដែលទុកចិត្តជាទូទៅសម្រាប់វាយតម្លៃលក្ខណៈវិនិច្ឆ័យនៃការគណនាបន្ទុកមេគុណដែលឈរលើប្រូបាប៊ីលីតេ (probability-based factored load design criteria) ។

Table 4.8 Baker's Weighted Safety Factor

Weighted Failure Effect	Maximum W_i
1. Results of failure: 1.0 to 4.0	
Serious, either human or economic	4.0
Less serious, only the exposure of nondamageable material	1.0
2. Workmanship: 0.5 to 2.0	
Cast in place	2.0
Precast "factory manufactured"	0.5
3. Load conditions: 1.0 to 2.0	2.0
(high for simple spans and overload possibilities; low for load combinations such as live loads and wind)	
4. Importance of member in structure	0.5
(beams may use lower value than columns)	
5. Warning of failure	1.0
6. Depreciation of strength	0.5
Total = $\Sigma W_i = 10.0$	
$S.F. = 1.0 + \frac{\Sigma W_i}{10}$	

សន្មតថា ϕ_i តំណាងអោយមេគុណរេស៊ីស្តង់របស់អង្គភាពបេតុង ហើយ γ_i ជាមេគុណបន្ទុកសម្រាប់ប្រភេទផ្សេងៗរបស់បន្ទុក ។ ប្រសិនបើ R_n ជាវេស៊ីស្តង់ធម្មតា (nominal resistance) របស់អង្គភាពបេតុង និង W_i ជាឥទ្ធិពលបន្ទុកសម្រាប់ប្រភេទផ្សេងៗនៃបន្ទុកដាក់ពិសេស

$$\phi_i R_n \geq \gamma_i W_i \quad (4.27)$$

ដែល i ជាបន្ទុក ដូចជាបន្ទុកថេរ បន្ទុកអថេរ បន្ទុកខ្យល់ ឬឥទ្ធិពលអាស្រ័យនឹងពេល...

រូបទី ៤.៤១(a) និង (b) បង្ហាញពីការបែងចែក frequency ដាច់ដោយឡែកពីគ្នានៃបន្ទុកជាក់ស្តែង W និងវេស៊ីស្តង់ R ដែលមានតម្លៃមធ្យម $\bar{R}$ និង $\bar{W}$ ។ រូបទី ៤.៤១(c) បង្ហាញពីការត្រួតលើការបែងចែកទាំងពីរ ហើយកាត់គ្នាត្រង់ចំណុច C ។

គ្រឿងបង្កើនមានសុវត្ថិភាព និងអាចទុកចិត្តបាននៅពេលដែលបន្ទុក W ស្ថិតនៅខាងឆ្វេងចំណុច C លើខ្សែកោង W ហើយវេស៊ីស្តង់ R ស្ថិតនៅខាងស្តាំចំណុច C លើខ្សែកោង R ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត គ្រឿងបង្កើនបាក់ប្រសិនបើបន្ទុក ឬវេស៊ីស្តង់ស្ថិតនៅក្នុងផ្ទៃឆ្វេងនៅក្នុងរូបទី ៤.៤១(c) ។ ប្រសិនបើ β ជាសន្ទស្សន៍សុវត្ថិភាព (safety index) នោះ

$$\beta = \frac{\bar{R} + \bar{W}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_W^2}} \quad (4.28)$$

ដែល σ_R និង σ_W ជា standard deviation នៃស៊ីស្តង់ និងបន្ទុក រៀងគ្នា។

ដ្យាក្រាមរបស់ safety index β សម្រាប់ប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កដែលសន្មតប្រឆាំងនឹងប្រូបាប៊ីលីតេនៃការបាក់របស់ប្រព័ន្ធត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤២។ គេអាចសង្កេតឃើញថាប្រូបាប៊ីលីតេនេះថយចុះនៅពេលដែលភាពខុសគ្នានៃ $\bar{R}$ និង $\bar{W}$ កើនឡើង ឬភាពប្រែប្រួលនៃស៊ីស្តង់ដែលវាស់ដោយ standard deviation σ_R និង σ_W ត្រូវបានកាត់បន្ថយ ដែលធ្វើអោយផ្ទៃឆ្លុះនៅខាងក្រោមចំណុច C នៅក្នុងរូបទី ៤.៤១(c) រួមតូច។

ការបង្កើនភាពខុសគ្នានៃ $\bar{R} - \bar{W}$ ឬការកាត់បន្ថយ σ_R ឬ σ_W ត្រូវបានធ្វើឡើងដោយពិចារណាលើលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ច។ គេអាចទទួលបាននូវលក្ខខណ្ឌសុវត្ថិភាពដោយការជ្រើសរើសតម្លៃ safety index β តាមរយៈការជ្រើសរើស R_n និង W_i ដ៏សមស្របដោយប្រើមេគុណស៊ីស្តង់ ϕ_i និង មេគុណបន្ទុក γ_i សមរម្យ នៅក្នុងសមីការ 4.27។ គេស្នើនូវតម្លៃ safety index β នៅចន្លោះ 1.75 ទៅ 3.2 សម្រាប់គ្រឿងបង្កបេតុង ដែលតម្លៃតូចបំផុតសម្រាប់ការពារបន្ទុកដែលមានខ្យល់ និងរញ្ជួយដី។

ប្រសិនបើ U_i ជាបន្ទុកខាងក្រៅមេគុណ នោះ $\sum \gamma_i W = U_i$ សម្រាប់ការបន្ទុកផ្សេងៗ។ ក្នុងករណីបន្ទុកដែលមិនមានវត្តមានព្រិល និងសមញ្ញពាធខាង តម្លៃ U_i ដែលណែនាំនៅក្នុង ASCE-7 Standard និង IBC 2000 សម្រាប់ U_i អតិបរមាដើម្បីប្រើនៅក្នុងសមីការ 4.2 ដែល $\phi_i R_n \geq \gamma_i W_i \geq U_{i \max}$ គឺ

$$U = \phi_i R_n = \max[1.2D + 1.6L] \quad (4.29)$$

៤.១១. មេគុណបន្ទុក ACI និងកម្រិតសុវត្ថិភាព

ACI Load Factors and Safety Margins

៤.១១.ក. គោលការណ៍ទូទៅ General Principles

មេគុណបន្ទុក γ និងមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ ϕ អោយនូវមេគុណសុវត្ថិភាពទាំងអស់ដែលឈរលើប្រភេទបន្ទុកដែល

$$S.F. = \frac{\gamma_1 D + \gamma_2 L}{D + L} \times \frac{1}{\phi} \quad (4.30)$$

ដែល ϕ ជាមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ ហើយ γ_1 និង γ_2 ជាមេគុណបន្ទុកសម្រាប់បន្ទុកថេរ D និងបន្ទុកអថេរ L រៀងគ្នា។ ជាទូទៅ គេប្រើមេគុណតែមួយសម្រាប់បន្ទុកថេរ និងមេគុណមួយផ្សេងទៀតសម្រាប់បន្ទុកអថេរ។ មេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ប្រែប្រួលទៅតាមប្រភេទក្នុងត្រាំង។

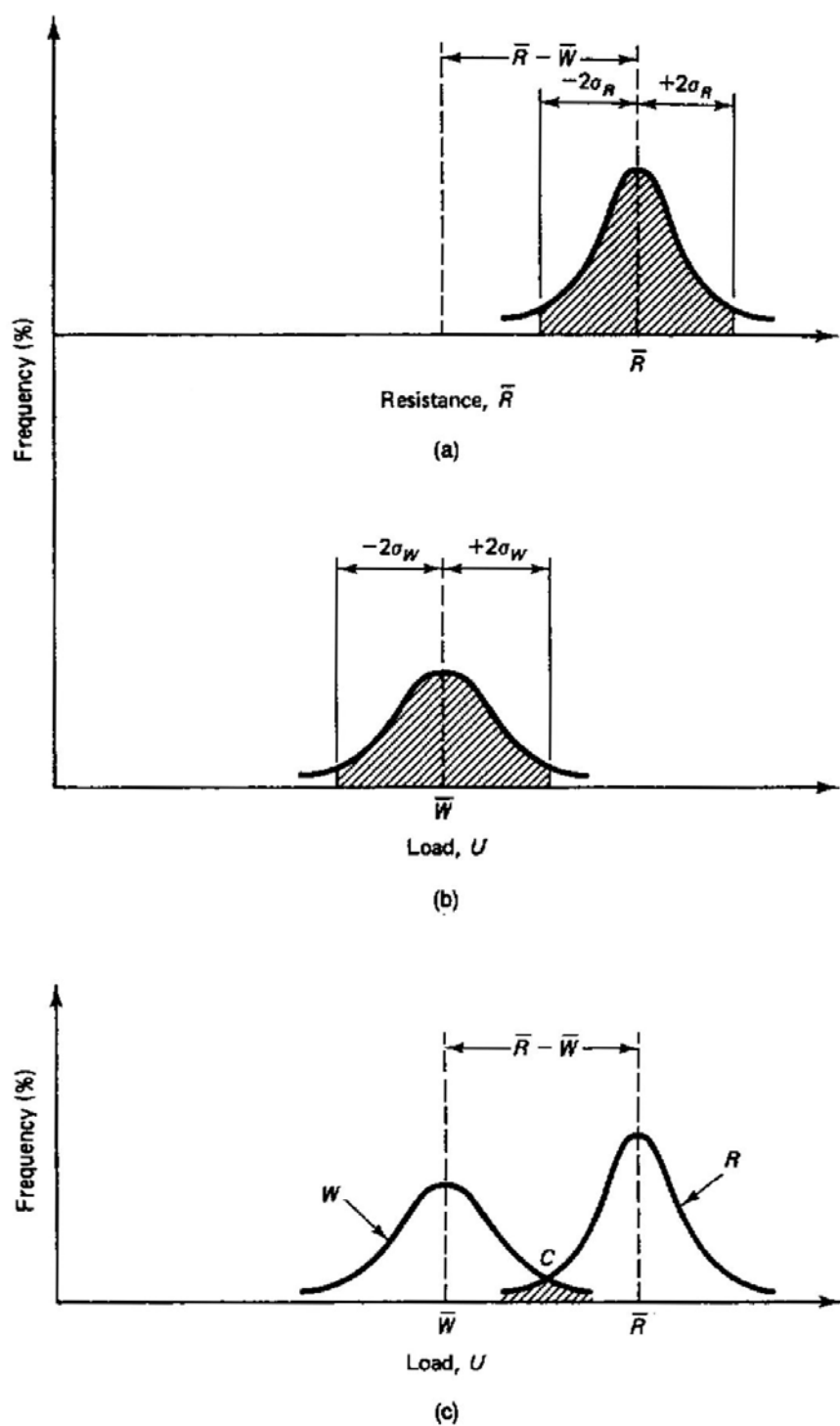


Figure 4.41 Frequency distribution of loads vs. resistance.

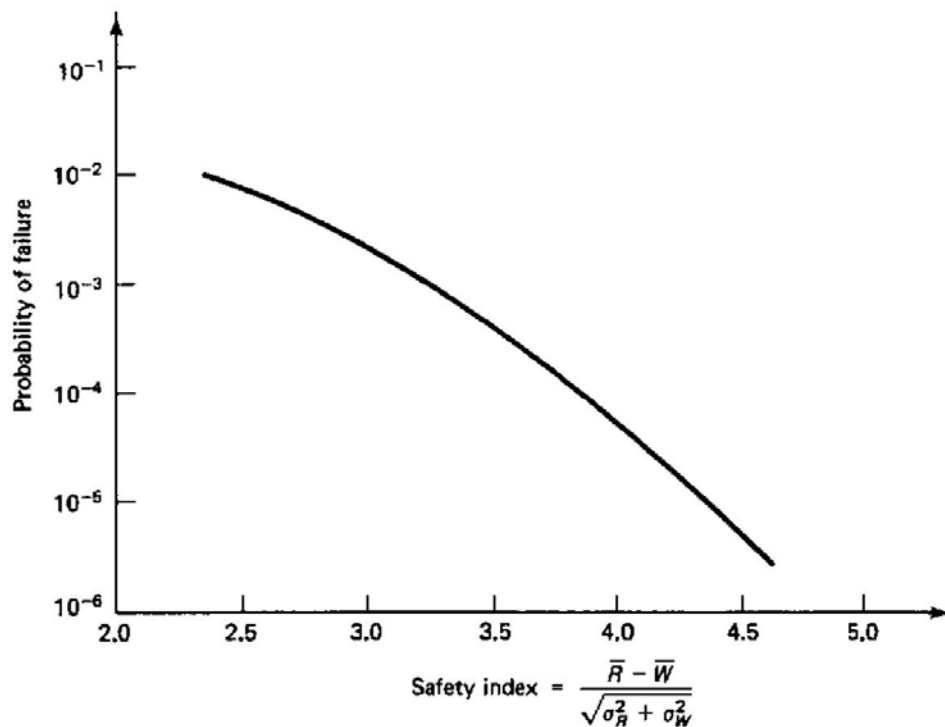


Figure 4.42 Probability of failure vs. safety index.

គេត្រូវបន្ថែមមេគុណទៅលើបន្ទុកធ្វើការដែលបានប៉ាន់ស្មានដោយគុណនឹងមេគុណបន្ទុកដូចជា 1.2 សម្រាប់បន្ទុកថេរ និង 1.6 សម្រាប់បន្ទុកអថេរ ដែលបន្ទុកគោល បន្ទុកទំនាញជាផលបូករវាងបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរ ។ ដោយសារបន្ទុកអថេរត្រូវបានប៉ាន់ស្មានដោយប្រើទម្ងន់របស់បន្ទុកមិនប៊ីតប័រ ដូចជាមនុស្ស និងគ្រឿងសង្ហារឹម ដូចនេះគេពិបាកនឹងប៉ាន់ស្មានតម្លៃរបស់វាបានស្មុគ្រស្មាញដូចបន្ទុកថេរណាស់ ។ ដោយសារមូលហេតុនេះហើយ ទើបមេគុណរបស់បន្ទុកអថេរធំជាងមេគុណបន្ទុកថេរ ។

៤.១១.២. សមីការមេគុណបន្ទុក ACI (ACI Load Factors Equations)

ACI 318 Building Code សម្រាប់គ្រឿងបង្កើនបេតុងជា international code ។ ដូចនេះវាអនុលោមទៅតាម International Building Code, IBC 2000, IBC 2003 ហើយវាស្របទៅតាម ASCE-7 Standard on Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures ។ ស្តង់ដារទាំងពីរមានតម្លៃប្រូប៉ាប៊ីលីតេដូចគ្នាសម្រាប់មេគុណរេស៊ីស្តង់ស៊ីតភាពដែលរំពឹងទុក ϕR_n ដែល ϕ ជាមេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ដែលអាស្រ័យនឹងប្រភេទរបស់កុងត្រាំងដែលពិចារណានៅក្នុងការគណនា ដែលមានដូចជា ការពត់បង្គោល ការកាត់ ឬការសង្កត់ ។ល។

ដូចនេះ បន្ទុកគណនា ឬបន្ទុកមេគុណ (design load or factored load) ACI ថ្មី U ត្រូវមានតម្លៃ យ៉ាងហោចណាស់ស្មើនឹងតម្លៃដែលទទួលបានពីសមីការ 4.31(a) ដល់ (g) ។ គ្រឿងបង្កទាំងអស់កម្រងតែអំពើ បន្ទុកថេរ និងអថេរណាស់ ដូចនេះគេត្រូវធ្វើការអង្កេតពីអំពើរបស់ឥទ្ធិពលបន្ទុកមួយ ឬច្រើនធ្វើការក្នុងពេលតែ មួយ ។ សមីការខាងក្រោមបង្ហាញពីបន្ទុកសម្រាប់ស្ថានភាពដែលមានគិតបញ្ចូលខ្យល់ រញ្ជួយដី ឬសម្ពាធខាង ដែលបណ្តាលពីដីចាក់បំពេញ ឬទឹក:

$$U = 1.4(D + F) \quad (4.31a)$$

$$U = 1.2(D + F + T) + 1.6(L + H) + 0.5(L_r \text{ or } S \text{ or } R) \quad (4.31b)$$

$$U = 1.2D + 1.6(L_r \text{ or } S \text{ or } R) + (1.0L \text{ or } 0.8W) \quad (4.31c)$$

$$U = 1.2D + 1.6W + 0.5L + 1.0(L_r \text{ or } S \text{ or } R) \quad (4.31d)$$

$$U = 1.2D + 1.0E + 1.0L + 0.2S \quad (4.31e)$$

$$U = 0.9D + 1.6W + 1.6H \quad (4.31f)$$

$$U = 0.9D + 1.0E + 1.6H \quad (4.31g)$$

ដែល D = បន្ទុកថេរ, E = បន្ទុករញ្ជួយដី, F = បន្ទុកសម្ពាធខាងរបស់ទឹក

H = បន្ទុកដែលបានពីទម្ងន់ និងសម្ពាធខាងរបស់ដី និងទឹកនៅក្នុងដី

L = បន្ទុកអថេរ, L_r = បន្ទុកដំបូល, R = បន្ទុកទឹកភ្លៀង, S = បន្ទុកព្រិល, W = បន្ទុកខ្យល់

ករណីលើកលែង

- គេអនុញ្ញាតអោយកាត់បន្ថយមេគុណបន្ទុករបស់ L នៅក្នុងសមីការ 4.31(c) ទៅដល់ 4.31(e) មកត្រឹម 0.5 លើកលែងយានដ្ឋាន កន្លែងសម្រាប់សាធារណៈ និងទីកន្លែងដែលមានបន្ទុកអថេរ ធំជាង $100lb / ft^2 (4.79kN / m^2)$
- Code អនុញ្ញាតអោយប្រើ 1.3W ជំនួសអោយ 1.6W នៅក្នុងសមីការ 4.31(d) និង 4.31(f) សម្រាប់បន្ទុកខ្យល់ដែលមិនបានកាត់បន្ថយដោយមេគុណទិសដៅ (directionally factor) ។
- គេគួរប្រើ 1.4E ជំនួសអោយ 1.0E នៅក្នុងសមីការ 4.31(e) និង 4.31(g) នៅពេលដែលបន្ទុក ទំនាញ E ត្រូវបានកំណត់ដោយឈរលើ service-level seismic forces ។
- គេអោយមេគុណរបស់ H ស្មើនឹងសូន្យនៅក្នុងសមីការ 4.31(f) និង 4.31(g) ប្រសិនបើអំពើដែល បណ្តាលពី H ត្រូវបានប្រឆាំងដោយអំពើដែលបណ្តាលពី W ឬ E ។ គេមិនត្រូវគិតបញ្ចូលសម្ពាធខាង របស់ដីដែលផ្តល់ស៊ីសង្វាក់ប្រឆាំងនឹងអំពើរបស់បន្ទុកផ្សេងទៀតទៅក្នុង H ទេ តែគេត្រូវគិត បញ្ចូលវាទៅក្នុងស៊ីសង្វាក់គណនា (design resistance) ។

គេត្រូវធ្វើបន្ទុកច្រើនប្រភេទដើម្បីកំណត់លក្ខខណ្ឌគណនាដែលគ្រោះថ្នាក់ ជាពិសេសនៅពេលដែល រេស៊ីស្តង់អាស្រ័យនឹងឥទ្ធិពលបន្ទុកច្រើនជាងមួយ ដូចជា រេស៊ីស្តង់សម្រាប់បន្ទុកការពត់ និងបន្ទុកតាមអ័ក្ស ឬ រេស៊ីស្តង់កាត់នៅក្នុងអង្គត់ដែលមានបន្ទុកតាមអ័ក្ស ។

៤.១១.ខ.១. ការកាត់បន្ថយបន្ទុកអថេរ Reduction in Live Loads

សម្រាប់ផ្ទៃធំ គេមានហេតុផលនឹងសន្មតថាអាំងតង់ស៊ីតេនៃបន្ទុកអថេរទាំងអស់មិនអាចគ្របដណ្តប់លើ ផ្ទៃពេញបានទេ ។ ដូចនេះ អង្គត់ដែលមានផ្ទៃឥទ្ធិពល (influence area) ចាប់ពី $400 \text{ ft}^2 (37.2 \text{ m}^2)$ ឡើងទៅ គេអាចប្រើសមីការខាងក្រោមដើម្បីគណនាបន្ទុកអថេរកាត់បន្ថយ:

$$L = L_o \left(0.25 + \frac{15}{\sqrt{A_I}} \right) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad A_I \text{ គិតជា } \text{ft}^2 \quad (4.32a)$$

$$L = L_o \left(0.25 + \frac{4.57}{\sqrt{A_I}} \right) \quad (\text{ខ្នាត SI}) \quad A_I \text{ គិតជា } \text{m}^2 \quad (4.32b)$$

ដែល L = បន្ទុកអថេរគណនាកាត់បន្ថយ

L_o = បន្ទុកអថេរគណនាដែលមិនកាត់បន្ថយ

A_I = Influence area ។ សម្រាប់គ្រឿងបង្ហូរផ្សេងក្រៅពី cantilevered construction A_I ជាផ្ទៃរង សម្ពាធសម្រាប់សសរ ។ A_I ជាផ្ទៃរងសម្ពាធសម្រាប់ផ្ទាំង ឬក្រឡាផ្ទៃដែលស្មើនឹងកម្រាលខណ្ឌពីរទិស ។

បន្ទុកគណនាកាត់បន្ថយមិនអាចតូចជាង 50% នៃបន្ទុកអថេរ L_o សម្រាប់គ្រឿងបង្ហូរដែលមានមួយជាន់ និងមិនត្រូវតូចជាង 40% នៃបន្ទុកអថេរ L_o សម្រាប់គ្រឿងបង្ហូរដែលមានច្រើនជាងមួយជាន់ ។ គេមិនត្រូវធ្វើការ កាត់បន្ថយបន្ទុកអថេរទេ សម្រាប់បន្ទុកអថេរដែលមានទំហំតូចជាងឬស្មើនឹង $100 \text{ lb} / \text{ft}^2 (4.79 \text{ kN} / \text{m}^2)$ ។ សម្រាប់យានដ្ឋានដែលមានថយន្តពីរគេអាចកាត់បន្ថយយ៉ាងច្រើនត្រឹម 20% ។

៤.១១.គ. រេស៊ីស្តង់គណនា និងរេស៊ីស្តង់ធម្មតា: មេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ ϕ

Design Strength vs Nominal Strength: Strength-Reduction Factor ϕ

រេស៊ីស្តង់របស់អង្គត់គ្រឿងបង្ហូរដែលគណនាដោយប្រើការបន្ទុកខាងលើជា nominal strength ។ ជាឧទាហរណ៍ សម្រាប់ផ្ទាំងរេស៊ីស្តង់ម្នាក់ៗនៃមុខកាត់ដែលគណនាដោយប្រើសមីការលំនឹង និងលក្ខណៈរបស់បេតុង និងដែកត្រូវបានគេហៅថា nominal strength moment M_n ដើម្បីគិតពីភាពមិនសុក្រិតក្នុងការសាងសង់ ដូចជា ទំហំ ឬទីតាំងរបស់ដែក ឬបម្រែបម្រួលរបស់លក្ខណៈ ។ រេស៊ីស្តង់កាត់បន្ថយរបស់អង្គត់ត្រូវបានកំណត់ជា design strength របស់អង្គត់ ។

សម្រាប់ផ្ទៃមេ រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់គណនា (design moment strength) ϕM_n គួរមានតម្លៃស្មើ តែជាការប្រសើរគួរមានតម្លៃធំជាងម៉ូម៉ង់មេគុណខាងក្រៅ (external factore moment) M_u បន្តិចបន្តួច សម្រាប់លក្ខខណ្ឌដែលអាក្រក់នៃបន្ទុកមេគុណ U ។ មេគុណ ϕ ប្រែប្រួលទៅតាមប្រភេទផ្សេងៗនៃការធ្វើការ (behavior) របស់អង្គត់គ្រឿងបង្ក និងប្រែប្រួលទៅតាមប្រភេទរបស់គ្រឿងបង្ក ។ ឧទាហរណ៍ សម្រាប់ផ្ទៃមេរាងការពត់ $\phi = 0.9$ ។

Table 4.9 Resistance or Strength Reduction Factor ϕ

Structural Element	Factor ϕ
Beam or slab: bending or flexure	0.9
Columns with ties	0.65
Columns with spirals	0.70
Columns carrying very small axial loads (refer to Chapter 9 for more details)	0.65–0.9, or 0.70–0.9
Beam: shear and torsion	0.75

សម្រាប់សសរដែលមានដែកកងធម្មតារបបន្ទុកសង្កត់ជាគោល មេគុណ $\phi = 0.65$ ។ មូលហេតុដែលរេស៊ីស្តង់កាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់របស់សសរមានតម្លៃតូចជាង ដោយសារសសរជាគ្រឿងបង្កសំខាន់ដែលទ្រទ្រង់បង្កសរុប និងដើម្បីប្រឆាំងនឹងការរលំជាបន្តបន្ទាប់ និងការបាក់ដោយស្រួយដែលមិនមានការប្រកាសអាសន្នជាមុន ។ ម្យ៉ាងទៀត ផ្ទៃមេត្រូវបានគណនាដោយអោយរងនូវភាពងាប់ធំមុននឹងបាក់ ។ ដូចនេះ លទ្ធភាពរបស់ផ្ទៃមេសម្រាប់ការប្រកាសអាសន្នមុនពេលបាក់អនុញ្ញាតអោយប្រើមេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ធំជាង ។

តារាង ៤.៩ សង្ខេបមេគុណរេស៊ីស្តង់ ϕ សម្រាប់អង្គត់គ្រឿងបង្កផ្សេងៗដែលផ្តល់អោយដោយ ACI Code ។

មេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់របស់ AASHTO AASTHO Strength-Reduction Factors

ការពត់បង្គោល: $\phi = 1.0$ សម្រាប់អង្គត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងចាក់ស្រាប់ដែលផលិតនៅរោងចក្រ
 $\phi = 0.95$ សម្រាប់អង្គត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងទាញជាគ្រោយដែលចាក់នៅការដ្ឋាន

ការកាត់ និងការរមួល: $\phi = 0.90$ សម្រាប់អង្គត់ប្រេកុងត្រាំង

មើលមេគុណផ្សេងទៀតរបស់ LRFD និង Standard AASTHO នៅក្នុងជំពូកទី ១២ ។

៤.១២. Limit State in Flexure at Ultimate Load in Bonded Members: Decompression to Ultimate Load

៤.១២.ក. សេចក្តីផ្តើម Introduction

ផ្ទឹមបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងចាប់ផ្តើមធ្វើការដូចផ្ទឹមបេតុងអារម៉េនៅពេលដែលតម្លៃរបស់ម៉ូម៉ង់ពត់នៅឆ្លាយពីម៉ូម៉ង់ប្រេះ M_{cr} និងម៉ូម៉ង់បន្តកធ្វើការសរុប M_T ។ ស្នាមប្រេះចាប់ផ្តើមកើតមាននៅពេលក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់សរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ធំជាងក្នុងត្រាំងអតិបរមា $f_r \cong 7.5\sqrt{f'_c}$ ។ មុននឹងទៅដល់ក្នុងត្រាំងនេះ overload បង្កើតក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់និរ្ទ័យរបស់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំងដើម្បីកាត់បន្ថយជាបន្តបន្ទាប់រហូតដល់វាស្មើនឹងសូន្យ ដែលគេអោយឈ្មោះថា decompression load ។ កម្រិតក្នុងត្រាំងនៅក្នុង tendon ត្រូវបានគេអោយឈ្មោះថា decompression stress (មើលរូបថិ ៤.៣ និង ៤.៤៣) ។

អ្នកអង្កេតខ្លះកំណត់ decompression load ជាបន្ទុកដែលស្នាមប្រេះទីមួយលេចឡើងនៅត្រង់សរសៃខាងក្រៅនៃមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ ដូចជាសរសៃខាងក្រោមរបស់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងនៃផ្ទឹមទម្រង់សាមញ្ញ ។ ភាពខុសគ្នាតិចតួចកើតមាននៅក្នុងការវិភាគដោយប្រើការកំណត់និយមន័យរបស់ decompression load នេះ ។

ដើម្បីធ្វើតាមស្ថានភាពនៃការដាក់បន្ទុកជាជំហានៗ សន្មត់ថាប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព f_{pe} ក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទាំងអស់បង្កើតបានជាបម្រែបម្រួលរាងធ្មៀប (strain) ϵ_1 ដូចខាងក្រោម៖

$$\epsilon_1 = \epsilon_{pe} = \frac{f_{pe}}{E_{ps}} \quad (4.33a)$$

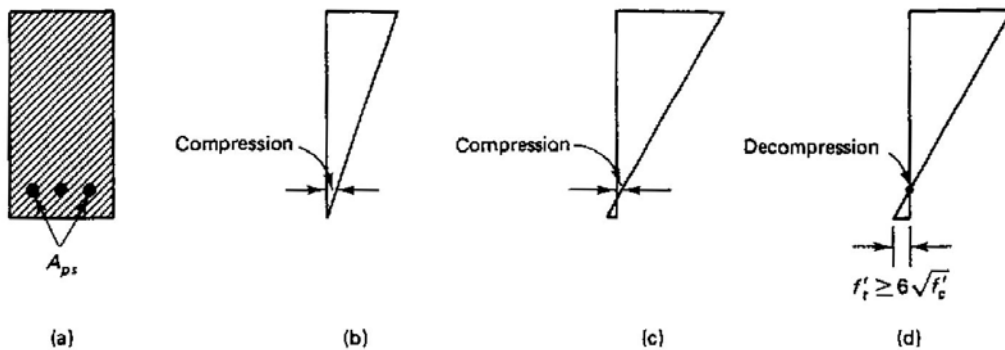


Figure 4.43 Strain in the concrete up to the decompression stage at the tension reinforcement level. (a) Cross section. (b) Entire section in compression. (c) Tension at the lower fibers below the modulus-of-rupture level. (d) Decompression stage with zero stress in the concrete at the level of the prestressing reinforcement.

ក្រោមអំពើ decompression, នៅពេលដែលកុងត្រាំងសង្កត់នៅជុំវិញបេតុងនៅត្រង់នីវ៉ូដែកប្រែកុងត្រាំងមាន តម្លៃស្មើសូន្យដោយសារកុងត្រាំងទាញដែលបណ្តាលពី overload នោះ decompression strain $\varepsilon_{decomp} = \varepsilon_2$ ផ្តល់លទ្ធផលដូចខាងក្រោម៖

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_{decomp} = \frac{P_e}{A_c E_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) \quad (4.33b)$$

រូបទី ៤.៤៣ និងរូបទី ៤.៤៤ បង្ហាញពីការបែងចែកកុងត្រាំងនៅពេលរង និងក្រោយពេលរង decompression ដែលផ្ទុកប្រែកុងត្រាំងចាប់ផ្តើមធ្វើការស្រដៀងនឹងផ្ទុកបេតុងអារម៉េ ។

ដោយសារបន្ទុកខិតទៅជិតស្ថានភាពចុងក្រោយ បម្រែបម្រួលរាងធៀបបន្ថែម ε_3 នៅក្នុងដែកបន្តពីការ បែងចែកកុងត្រាំងរាងត្រីកោណដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៤(b) ដែល compressive strain អតិបរមានៅត្រង់ សរសៃរងការសង្កត់ខាងក្រៅគឺ $\varepsilon_c = 0.003 \text{ mm/mm}$ ។ នៅក្នុងករណីបែបនេះ ការកើនឡើងនៃបម្រែបម្រួល រាងធៀបរបស់ដែកដោយសារ overload ដែលបន្ថែមពីលើ decompression load គឺ

$$\varepsilon_3 = \varepsilon_c \left(\frac{d-c}{c} \right) \quad (4.33c)$$

ដែល c ជាកម្ពស់អ័ក្សណិត ។ ដូចនេះ បម្រែបម្រួលរាងធៀបសរុបនៅក្នុងដែកប្រែកុងត្រាំងនៅត្រង់ដំណាក់កាល នេះក្លាយជា

$$\varepsilon_s = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 \quad (4.33d)$$

គេអាចទទួលបានកុងត្រាំង f_{ps} នៅត្រង់ nominal strength យ៉ាងងាយស្រួលពីដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងកុង ត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់ដែកដែលផ្តល់អោយដោយផលិតករ ។

៤.១២.២. ប្លុកចតុកោណសមមូល និងរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតា

The Equivalent Rectangular Block and Nominal Moment Strength

វាមានសារៈសំខាន់ណាស់ដែលគេអាចកំណត់រេស៊ីស្តង់ដែលបម្រុងទុកនៅក្នុងផ្ទៃប្រែកុងត្រាំងមុននឹងបាក់ ដូចដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូកទី ១ ។ ដូចនេះ គេគួរបញ្ចូលរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់នៃមុខកាត់ប្រែកុងត្រាំងទៅក្នុងការ គណនាសរុបសម្រាប់ការត្រួតពិនិត្យអំពើរបស់បន្ទុកធ្វើការ ដែលមានរៀបរាប់លំអិតនៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៤.១ ដល់ ៤.៧ ។ ការសន្មត់ខាងក្រោមត្រូវបានធ្វើឡើងដើម្បីកំណត់ពីលក្ខណៈធ្វើការរបស់មុខកាត់ក្រោមអំពើ ultimate load ។

1. សន្មត់ថាការបែងចែកបម្រែបម្រួលរាងធៀបមានលក្ខណៈបន្ទាត់ ឬសមាមាត្រ (linear) ។ ការសន្មត់ នេះគឺឈរលើ Bernoulli's hypothesis ដែលថាមុខកាត់រៀបស្មើនៅតែរៀបស្មើមុនពេលរងការពត់

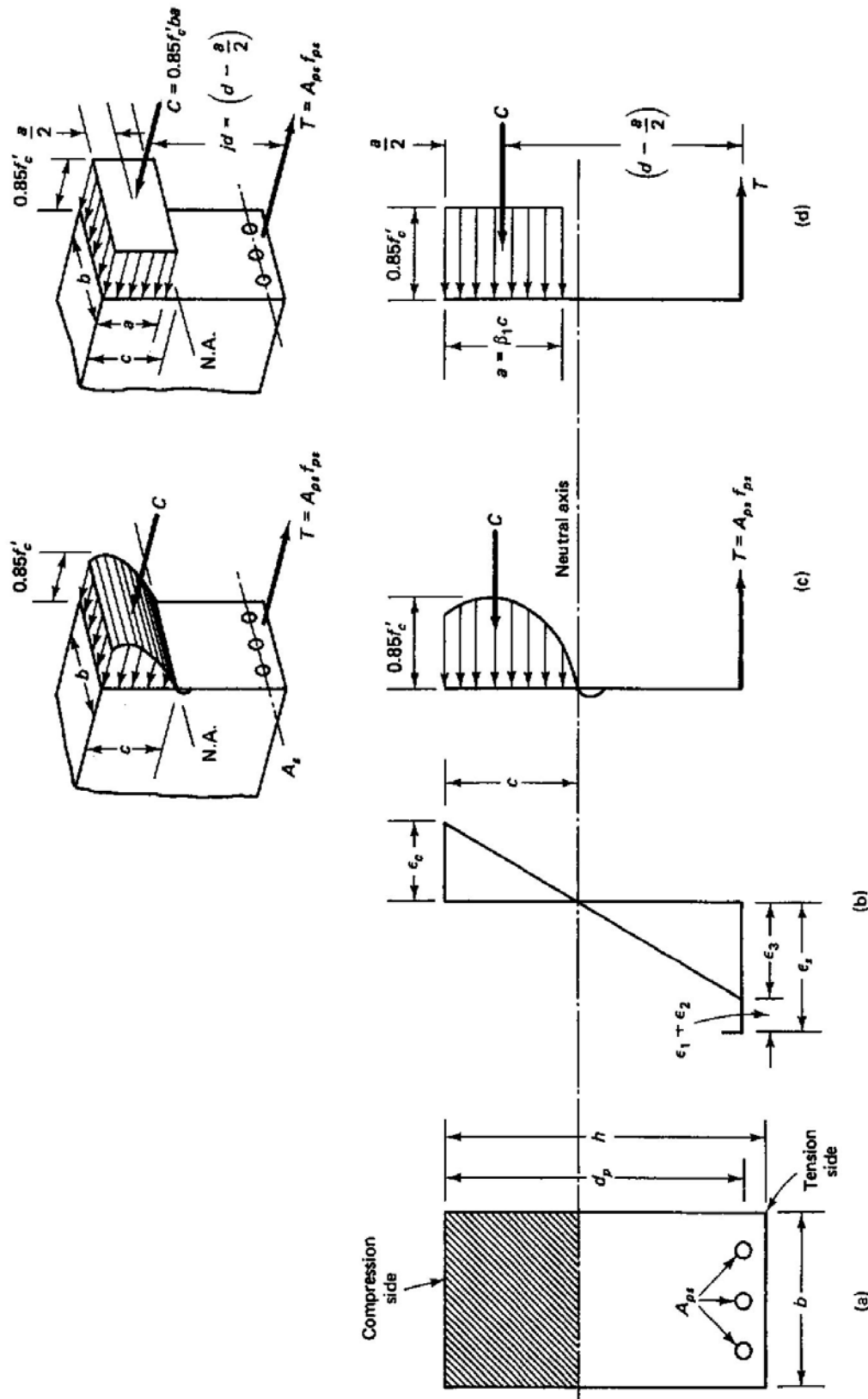


Figure 4.44 Stress and strain distribution across beam depth. (a) Beam cross section. (b) Strains. (c) Actual stress block. (d) Assumed equivalent stress block.

- ហើយកែងទៅនឹងអ័ក្សលើត្រកោយពេលរងការពត់ ។
- បម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់ដែក និងបេតុងដែលនៅជុំវិញដែកមុនពេលបេតុងប្រេះ ឬ ដែក yield ដូចគ្នា ក្រោយពេលបេតុងប្រេះ ឬដែក yield ។
 - បេតុងខ្សោយក្នុងការទាញ ។ វាប្រេះនៅដំណាក់កាលដំបូងនៃការដាក់បន្ទុកនៅប្រហែលជា 10% នៃ រេស៊ីស្តង់រងការសង្កត់កំណត់របស់វា ។ ដូចនេះ គេមិនគិតមុខកាត់បេតុងនៅក្នុងតំបន់ទាញសម្រាប់ការ វិភាគ និងការគណនាមុខកាត់រងការពត់ ហើយគេសន្មត់ដែកទាញទទួលយកកម្លាំងទាញទាំងអស់ ។ ដើម្បីបំពេញលក្ខខណ្ឌនឹងនៃកម្លាំងដែក កម្លាំងសង្កត់ C នៅក្នុងបេតុងត្រូវស្មើនឹងកម្លាំងទាញ T នៅ ក្នុងដែក ។ ដែល

$$C = T \quad (4.34)$$

និមិត្តសញ្ញានៅក្នុងរូបទី ៤.៤៤ ត្រូវបានកំណត់ដូចខាងក្រោម៖

b = ទទឹងរបស់ផ្ទៃនៅជ្រុងសង្កត់

d = កម្ពស់របស់ផ្ទៃដែលវាសំរិះសរសៃសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតទៅកាន់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ក្រឡាផ្ទៃដែក

h = កម្ពស់សរុបរបស់ផ្ទៃ

៤.១២.គ. វិធីបម្រែបម្រួលរាងធៀបកំណត់សម្រាប់ការវិភាគ និងការគណនាមុខកាត់

Strain Limits Method for Analysis and Design

៤.១២.គ.១. គោលការណ៍ទូទៅ General Principles

ពេលខ្លះគេអោយឈ្មោះវិធីនេះថា unified method ។ មុខកាត់បេតុងអាចទៅដល់រេស៊ីស្តង់ពត់ធម្មតា (nominal flexural strength) នៅពេលដែលបម្រែបម្រួលរាងធៀបដោយការសង្កត់សុទ្ធ (net compressive strain) នៅសរសៃសង្កត់ខាងក្រៅបំផុត ខិតទៅរកដែនកំណត់របស់ ACI Code គឺ $0.003mm/mm$ ។ នៅពេលដែលបម្រែបម្រួលរាងធៀបដោយការទាញសុទ្ធ (net tensile strain) ϵ_t មានតម្លៃធំគ្រប់គ្រាន់ដែលតម្លៃនោះ ធំជាង ឬស្មើនឹង $0.005mm/mm$ នោះការធ្វើការរបស់វាមានលក្ខណៈស្វិត (ductile) ។ គេកំណត់លក្ខណៈរបស់មុខកាត់ផ្ទុកជាមុខកាត់រងការទាញ (tension-controlled) ជាមួយនឹងការប្រកាសអាសន្នពីការបាក់ដោយបង្ហាញនូវស្នាមប្រេះច្រើន និងភាពងាប់ធំ ។

ប្រសិនបើ net tensile strain នៅសរសៃរងការទាញខាងក្រៅបំផុត ϵ_t មានតម្លៃតូចដូចនៅក្នុងអង្កត់រងការសង្កត់ ដែលតូចជាង ឬស្មើនឹង compression-controlled strain limit នោះគេរំពឹងថាវានឹងបាក់ដោយលក្ខណៈស្រួយ (brittle) ដោយមានការប្រកាសអាសន្នតិចតួចបំផុតមុននឹងបាក់ ។ ជាទូទៅ អង្កត់រងការពត់ជាអង្កត់ tension-controlled ឯអង្កត់រងការសង្កត់ជាអង្កត់ compression-controlled ។ ប៉ុន្តែ សម្រាប់មុខកាត់

ខ្លះ ដូចជាមុខកាត់ដែលរងបន្ទុកតាមអ័ក្សតូចតែងតែរងម៉ូម៉ង់ពិតធំ net tensile strain ε_t នៅលើសរសៃទាញខាងក្រៅនឹងមានតម្លៃចន្លោះស្ថានភាពកំណត់បម្រែបម្រួលរាងធៀបពីរគឺ compression-controlled strain limit $\varepsilon_t = f_y / E_s = 60,000 / 29 \cdot 10^6 = 0.002$ និង tension-controlled strain limit $\varepsilon_t = 0.005$ ។ រូបទី ៤.៤៥ បង្ហាញពីតំបន់ទាំងបីនេះ ក៏ដូចជាបម្រែបម្រួលនៃមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ដែលអាចអនុវត្តបាននៅក្នុងចំណាត់ថ្នាក់សរុបនៃការធ្វើការរបស់អង្គត់ ។

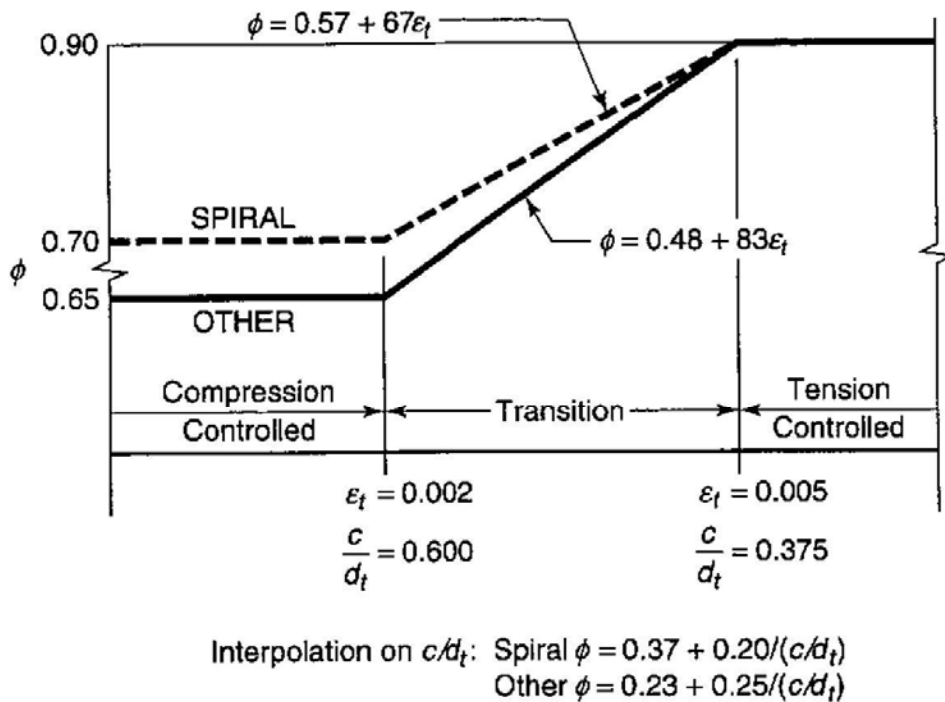


Figure 4.45 Strain limit zones and variation of strength reduction factor ϕ with the net Tensile Strain ε_t

សម្រាប់ tension-controlled state, បម្រែបម្រួលរាងធៀបកំណត់ (strain limit) $\varepsilon_t = 0.005$ ត្រូវនឹងផលធៀបដែក (reinforcement ratio) $\rho / \rho_b = 0.63$ ដែល ρ_b ជាផលធៀបដែកលំនឹង (balanced reinforcement ratio) សម្រាប់បម្រែបម្រួលរាងធៀបលំនឹង (balanced strain) $\varepsilon_t = 0.005$ ។ Net tensile strain $\varepsilon_t = 0.005$ សម្រាប់ tensioned-controlled state ជាតម្លៃទោលដែលអាចអនុវត្តទៅក្នុងគ្រប់ប្រភេទដែក ដោយមិនគិតថាជាដែកធម្មតា ឬដែកប្រេកុងត្រាំងទេ ។ ផលធៀបដែកខ្ពស់ដែលបង្កើត net tensile strain តូចជាង 0.005 ធ្វើអោយតម្លៃមេគុណ ϕ តូចជាង 0.9 ដែលធ្វើអោយមុខកាត់មិនសូវមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ច ។ ដូចនេះ គេគួរតែថែមដែករងការសង្កត់ (compression reinforcement) ប្រសិនបើចាំបាច់ ឬដើម្បីកម្ពស់មុខកាត់ដើម្បីធ្វើអោយ strain នៅត្រង់ extreme tension reinforcement $\varepsilon_t \geq 0.005$ ។

បម្រែបម្រួលរបស់ ϕ ជាអនុគមន៍ទៅនឹងបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង

គេអាចកំណត់តម្លៃ ϕ សម្រាប់ strain ចន្លោះ $\varepsilon_t = 0.002$ និង $\varepsilon_t = 0.005$ តាម linearly interpolation ដូចបង្ហាញនៅក្នុងសមីការខាងក្រោម៖

សម្រាប់មុខកាត់ដែលប្រើដែកកងធម្មតា (tied sections)

$$0.65 \leq [\phi = 0.48 + 83\varepsilon_t] \leq 0.90 \quad (4.35a)$$

សម្រាប់មុខកាត់ដែលប្រើដែកកងវិល្ល (spirally-reinforced sections)

$$0.70 \leq [\phi = 0.57 + 67\varepsilon_t] \leq 0.90 \quad (4.35b)$$

បម្រែបម្រួលរបស់ ϕ ជាអនុគមន៍ទៅនឹងផលធៀបកម្ពស់អ័ក្សណឺតលើកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព c/d_t

គេអាចសំដែងសមីការ 4.35(a) និង 4.35(b) ដោយប្រើផលធៀបកម្ពស់អ័ក្សណឺត c លើកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព d_t នៃស្រទាប់ដែកដែលនៅជិតផ្ទៃទាញនៃមុខកាត់ជាងគេដូចខាងក្រោម

សម្រាប់មុខកាត់ដែលប្រើដែកកងធម្មតា (tied sections)

$$0.65 \leq \left[\phi = 0.23 + \frac{0.25}{c/d_t} \right] \leq 0.90 \quad (4.36a)$$

សម្រាប់មុខកាត់ដែលប្រើដែកកងវិល្ល (spirally-reinforced sections)

$$0.70 \leq \left[\phi = 0.37 + \frac{0.20}{c/d_t} \right] \leq 0.90 \quad (4.36b)$$

សម្រាប់ balanced strain ដែលដែកនៅត្រង់ខាងទាញ yield ហើយក្នុងពេលជាមួយគ្នា បេតុងបែកនៅត្រង់ផ្ទៃសង្កត់ ($f_s = f_y$) គេអាចកំណត់ផលធៀបកម្ពស់អ័ក្សណឺត សម្រាប់ $\varepsilon_t = 0.002$ ដូចខាងក្រោម

$$\frac{c}{d_t} = \frac{87,000}{87,000 + f_y} \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (4.37)$$

$$\frac{c}{d_t} = \frac{600}{600 + f_y} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ជាសង្ខេប នៅពេលដែល net tensile strain នៅក្នុង extreme tension reinforcement ធំគ្រប់គ្រាន់ (ធំជាង ឬស្មើ 0.005) មុខកាត់ត្រូវបានកំណត់ជា tension-controlled ដែលមានការប្រកាសអាសន្ននៃការបាក់ជាមួយនឹងភាពងាយបំផ្លាញ ។

៤.១២.ប. ការបែងចែកម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានឡើងវិញនៅក្នុងផ្ទៃជាប់

Negative Moment Distribution in Continuous Beams

Code អនុញ្ញាតកាត់បន្ថយម៉ូម៉ង់អេឡាស្ទិចអវិជ្ជមាន (negative elastic moment) នៅត្រង់ទម្រង់របស់ផ្ទៃជាប់ដោយអត្រាតូចជាង $[1000\varepsilon_t]$ ភាគរយ ដោយមានតម្លៃអតិបរមាត្រឹម 20% ។ មូលហេតុគឺដោយសារថា ductile members, តំបន់សន្លាក់ប្លាស្ទិច (plastic hinge region) កើតមាននៅត្រង់ចំណុចម៉ូម៉ង់អតិបរមា និងធ្វើអោយមានការផ្លាស់ប្តូរដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់អេឡាស្ទិច ។ ក្នុងករណីជាច្រើន លទ្ធផលគឺការកាត់បន្ថយម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានធ្វើកើនឡើងម៉ូម៉ង់វិជ្ជមានដោយតម្លៃត្រូវគ្នា ។ តាមការអនុញ្ញាតរបស់ code គេអាចធ្វើការបែងចែកម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានឡើងវិញបានតែ ក្នុងករណី $\varepsilon_t \geq 0.0075$ ត្រង់មុខកាត់ដែលម៉ូម៉ង់ត្រូវបានកាត់បន្ថយ ។ គេមិនអាចអនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញក្នុងករណីប្រព័ន្ធកម្រាលដែលកំណត់សមាមាត្រដោយ direct design method (DDM) បានទេ ។

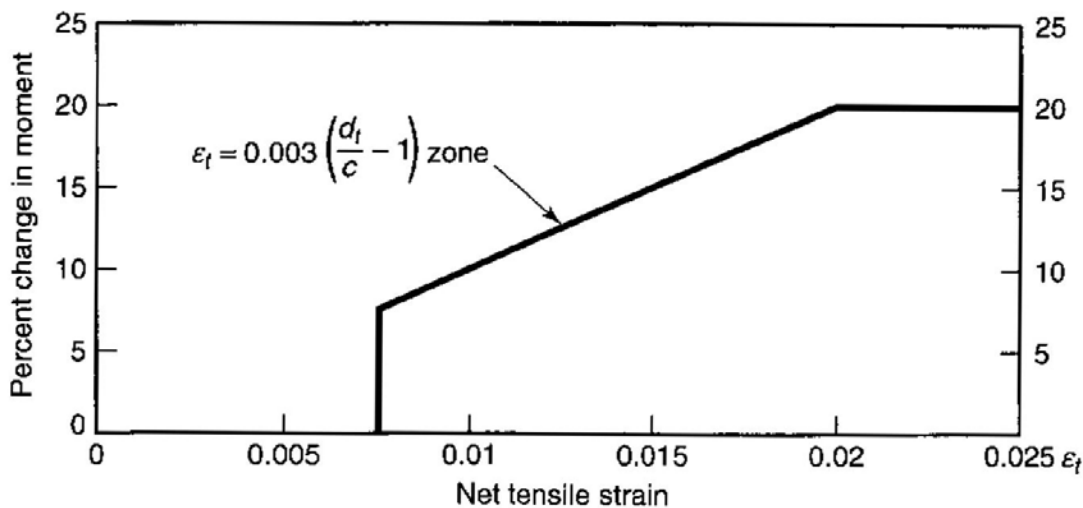


Figure 4.46 Allowable redistribution percentage for maximum rotational capacity

រូបទី ៤.៤៦ បង្ហាញពីការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញអនុញ្ញាតសម្រាប់រេស៊ីស្តង់អប្បបរមា ។ គេអាចប្រដូចបម្រែបម្រួលរាងធៀបអប្បបរមា 0.0075 នៅត្រង់ផ្ទៃរងការទាញទៅនឹងករណីដែលផលធៀបដែកសម្រាប់បន្ទុកដែកក្នុងត្រាំង និងដែកធម្មតាមានសន្ទស្សន៍ដែក (reinforcement index) ω មិនធំជាង $0.24\beta_1$ ដូចដែនខ្ពស់បំផុតសម្រាប់ការគណនាដោយលក្ខណៈស្វិត (ductile design) ។ គេប្រដូចបម្រែបម្រួលរាងធៀបអតិបរមា 0.005 សម្រាប់ tension-controlled state ទៅនឹង reinforcement index $\omega_p = 0.32\beta_1$ ឬ $\omega_T = 0.36\beta_1$ ដូចការពណ៌នានៅក្នុង Code commentary ។

ACI 318 Code យកមេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់អតិបរមា $\phi = 0.90$ សម្រាប់ tension-controlled bending ដើម្បីប្រើនៅក្នុងការគណនារេស៊ីស្តង់របស់អង្គធាតុរាងការពត់ ។ វាត្រូវនឹងផលធៀបកម្ពស់អ័ក្សណឺត $c/d_t = 0.375$ សម្រាប់បម្រែបម្រួលរាងធៀប $\epsilon_t = 0.005$ គេណែនាំផលធៀប c/d_t តូចជាងនេះ ។ សម្រាប់ការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញនៅក្នុងផ្ទៃមធ្យម គេណែនាំអោយយកផលធៀបកម្ពស់អ័ក្សណឺតតូច ។ សម្រាប់ net tensile strain ដែលមានតម្លៃ $\epsilon_t = 0.0075$ គេអោយការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញ 7.5% និងសម្រាប់ $\epsilon_t = 0.020$ គេយក 20% សម្រាប់ការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៦ ។ Tensile strain នៅត្រង់ដៃកងការទាញខាងក្រៅបំផុតមានតម្លៃ

$$\epsilon_t = 0.003 \left(\frac{d_t}{c} - 1 \right) \quad (4.38a)$$

ជាឧទាហរណ៍ ប្រសិនបើ $d_t = 20in.$ ហើយកម្ពស់អ័ក្សណឺត $c = 5.1in.$

$$\epsilon_t = 0.003 \left(\frac{d_t}{c} - 1 \right) = 0.003 \left(\frac{20}{5.1} - 1 \right) = 0.0088in./in. > 0.0075in./in.$$

គេអនុវត្តតម្លៃអប្បបរមាសម្រាប់ការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញដោយលក្ខណៈ inelastic ។

នៅក្នុងករណីនេះ ការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញអនុញ្ញាតអតិបរមា $= 1000\epsilon_t = 8.8\%$

តម្លៃម្លូម៉ង់អវិជ្ជមាន $= (100 - 8.8) = 91.2\%$

ការបែងចែកម្លូម៉ង់អតិបរមា 20% មានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែល $= 0.24\beta_1$ ដូចនៅក្នុង code ពីខាងដើម ។

គេអាចបង្ហាញដែនកំណត់នេះដោយទំនាក់ទំនង reinforcement index សម្រាប់ bonded prestressed concrete members ដូចខាងក្រោម៖

$$\omega_p + \frac{d}{d_p}(\omega - \omega') \leq 0.24\beta_1 \quad (4.38b)$$

ទោះបីជា code អនុញ្ញាតការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញអនុញ្ញាតអតិបរមា 20% ឬ $[1000\epsilon_t]\%$ ក៏ដោយ តែគេគួរកំណត់ភាគរយបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញនេះត្រឹមប្រហែល 10%–15% ជាការប្រសើរ ។ ជាការសង្ខេប ACI 318-02 code ណែនាំថា ការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញនៅត្រង់ទម្រង់របស់ផ្ទៃមធ្យមមិនត្រូវធំជាង $[1000\epsilon_t]$ ភាគរយ ជាមួយនឹងតម្លៃអតិបរមា 20% ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៦ ហើយគេត្រូវដំឡើងម្លូម៉ង់វិជ្ជមាននៅកណ្តាលល្វែង ។ ប៉ុន្តែ គេគួរធ្វើការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញតាមលក្ខណៈ inelastic តែនៅពេលដែល $\epsilon_t \geq 0.0075$ ត្រង់មុខកាត់ដែលម្លូម៉ង់ត្រូវបានកាត់បន្ថយ ។ ការកែតម្រូវលើល្វែងមួយក៏អាចអនុវត្តទៅលើល្វែងដទៃផ្សេងទៀតទាំងអស់ដែលរងការពត់ កម្លាំងកាត់ និងមុខកាត់ដែលដៃកងត្រូវបានបញ្ឈប់ ។

គេគួរចំណាំថា បរិមាណសរុបរបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង និងដែកធម្មតាត្រូវមានតម្លៃគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីទ្រទ្រង់កមេគុណដែលយ៉ាងហោចស្មើនឹង 1.2 ដងនៃម្លូម៉ង់ដែលធ្វើអោយប្រេះ (cracking load) ដែលគណនាដោយ

ឈរលើម៉ូឌុលដាច់ f_r ។ គេមិនប្រើការផ្តល់អោយរបស់ ACI 318 នេះសម្រាប់ (a) កម្រាលខណ្ឌពីរទិស unbonded post-tensioned slab និង (b) អង្កត់រងការពត់ដែលមានរេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ និងរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ពត់ យ៉ាងតិចស្មើ នឹងម៉ូម៉ង់ប្រែដំបូង (first cracking moment) M_{cr} ។

៤.១២.ង. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតារបស់មុខកាត់ចតុកោណ

Nominal Moment Strength of Rectangular Sections

ការបែងចែកក្នុងត្រាំងសង្កត់ជាក់ស្តែងនៅក្នុងមុខកាត់នៅពេលបាក់មានទម្រង់ជាប៉ារ៉ាបូលកើន ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៤(c) ។ គេត្រូវការចំណាយពេលច្រើនដើម្បីគណនាមាឌរបស់ប្លុកក្នុងត្រាំងសង្កត់ ប្រសិនបើវាមានរាងប៉ារ៉ាបូល ។ គេអាចប្រើប្លុកក្នុងត្រាំងចតុកោណសមមូលដោយ Whitney យ៉ាងងាយស្រួលដោយមិនមានបាត់បង់ភាពសុក្រិតក្នុងការគណនាកម្លាំងសង្កត់ ក៏ដូចរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ពត់របស់មុខកាត់ ។ ប្លុកក្នុងត្រាំងសមមូលមានកម្ពស់ a និងរេស៊ីស្តង់សង្កត់មធ្យម $0.85 f'_c$ ។ ដូចដែលឃើញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៤(d) តម្លៃរបស់ $a = \beta_1 c$ ត្រូវបានកំណត់ដោយប្រើមេគុណ β_1 ដែលធ្វើអោយក្រឡាផ្ទៃរបស់ប្លុកចតុកោណសមមូលមានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលនឹងប្លុកក្នុងត្រាំងប៉ារ៉ាបូល ដែលផ្តល់នូវកម្លាំងសង្កត់ C មានតម្លៃស្រដៀងគ្នាក្នុងករណីទាំងពីរ ។

$$\text{តម្លៃ } 0.85 f'_c$$

សម្រាប់ក្នុងត្រាំងមធ្យមនៃប្លុកក្នុងត្រាំងសមមូលឈរលើលទ្ធផលពិសោធន៍បេតុងនៅអា-យ៉ូយ៉ាងតិច 28 ថ្ងៃ ។ ឈរលើការពិសោធន៍ បម្រែបម្រួលរាងធៀបអនុញ្ញាតអតិបរមា 0.003 ដែលទទួលយកដោយ ACI ជាតម្លៃកំណត់សុវត្ថិភាព ។ ទោះបីជាមានការស្នើឡើងនូវទម្រង់ប្លុកក្នុងត្រាំងដូចជាបង្ហាញក៏ដោយ ក៏គេទទួលយកប្លុករាងចតុកោណសមមូលជាបង្កើនក្នុងការវិភាគ និងគណនាមុខកាត់របស់បេតុងអារម៉េ ។ ដែកត្រូវបានគេសន្មត់ថាធ្វើការជាលក្ខណៈ elastoplastic ។

ដោយប្រើនូវការសន្មត់ពីខាងដើមទាំងអស់ ដ្យាក្រាមបែងចែកក្នុងត្រាំងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៤ (c) អាចត្រូវបានគូរឡើងវិញដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៤(d) ។ គេអាចសរសេរកម្លាំងសង្កត់ $C = 0.85 f'_c ab$ ដែលមានន័យប្លុកសង្កត់នៅត្រង់ ឬនៅក្បែរ ultimate នៅពេលដែលដែកទាញ yield ($\epsilon_s > \epsilon_y$) ។ គេអាចសរសេរកម្លាំងទាញ $T = A_{ps} f_{ps}$ ។ ដូចនេះ យើងអាចសរសេរសមីការលំនឹង 4.34 ដែលអោយ $C = T$ ឡើងវិញដូចខាងក្រោម

$$A_{ps} f_{ps} = 0.85 f'_c ab \quad (4.39)$$

$$a = \beta_1 c = \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} \quad (4.40)$$

គេទទួលបានស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតា (nominal moment strength) ដោយគុណ C ឬ T ជាមួយនឹងដៃ ឃ្លាស់ម៉ូម៉ង់ $(d_p - a/2)$ យើងទទួលបាន

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) \quad (4.41a)$$

ដែល d_p ជាចម្ងាយពីសរសៃសង្កត់ទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រកុងត្រាំង ។ ភាគរយដែក $\rho_p = A_{ps} / b d_p$ អោយសម្រាប់តែស៊ីស្តង់ធម្មតានៃដែកប្រកុងត្រាំងប៉ុណ្ណោះ

$$M_n = \rho_p f_{ps} b d_p^2 \left(1 - 0.59 \rho_p \frac{f_{ps}}{f'_c} \right) \quad (4.41b)$$

ប្រសិនបើ ω_p ជា reinforcement index $= \rho_p (f_{ps} / f'_c)$ នោះសមីការ 4.41b ក្លាយជា

$$M_n = \rho_p f_{ps} b d_p^2 (1 - 0.59 \omega_p) \quad (4.41c)$$

គេក៏ត្រូវអនុវត្តដូចគ្នាសម្រាប់ការចូលរួមរបស់ដែកទាញធម្មតា ដូចនេះកម្ពស់ a នៃប្លុកសង្កត់គឺ

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y}{0.85 f'_c b} \quad (4.42a)$$

ប្រសិនបើ $c = a / \beta_1$ នោះបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅត្រង់នីវ៉ូដែកធម្មតា (រូបទី ៤.៤៤) គឺ

$$\varepsilon_3 = \varepsilon_c \left(\frac{d - c}{c} \right) \quad (4.42b)$$

សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណដែលមានដែកទាញធម្មតាតែមិនគិតបញ្ចូលដែកសង្កត់ សមីការ 4.41b នឹងក្លាយជា

$$M_n = \rho_p f_{ps} b d_p^2 \left(1 - 0.59 \rho_p \frac{f_{ps}}{f'_c} \right) + \rho f_y b d^2 \left(1 - 0.59 \frac{f_y}{f'_c} \right) \quad (4.43a)$$

ឬគេអាចសរសេរម្យ៉ាងទៀត

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left\{ 1 - 0.59 \left(\omega_p + \frac{d}{d_p} \omega \right) \right\} + A_s f_y \left\{ 1 - 0.59 \left(\frac{d_p}{d} \omega_p + \omega \right) \right\} \quad (4.43b)$$

ដែល $\omega = \rho (f_y / f'_c)$ នោះ

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) \quad (4.43c)$$

គេអាចគិតបញ្ចូលការចូលរួមរបស់ដែកសង្កត់ប្រសិនបើវា yield នោះ

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A'_s f_y}{0.85 f'_c b} \quad (4.44)$$

ដែល b ជាទទឹងមុខកាត់នៃផ្ទៃសង្កត់របស់ថ្មីម ។

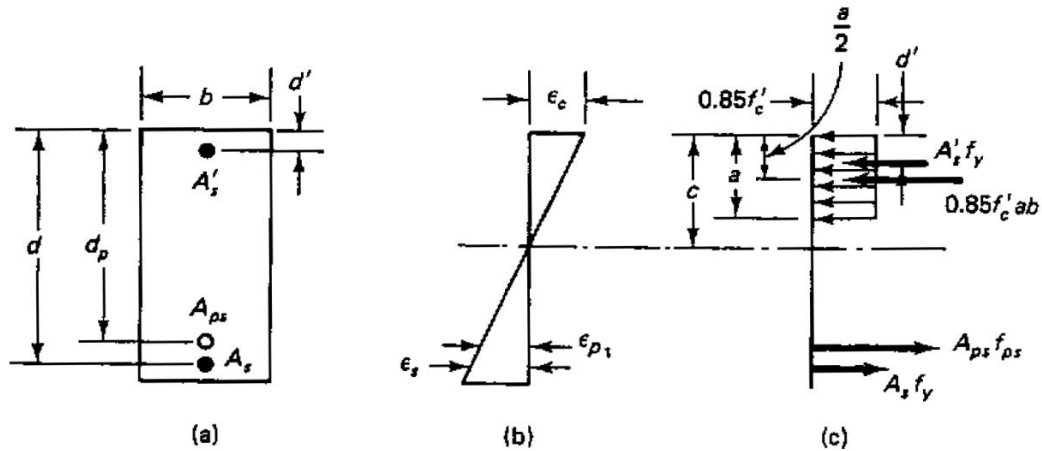


Figure 4.47 Strain, stress, and forces across beam depth of rectangular section. (a) Beam section. (b) Strain. (c) Stresses and forces.

គិតម៉ូម៉ង់ត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ប្លុកសង្កត់នៅក្នុងរូបទី ៤.៤៧ នោះស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតានៅក្នុងសមីការ 4.43b នឹងក្លាយជា

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) + A'_s f_y \left(\frac{a}{2} - d' \right) \quad (4.45)$$

៤.១២.៥.1. ស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតារបស់មុខកាត់ដែលមានស្លាប

Nominal Moment Strength of Flanged Sections

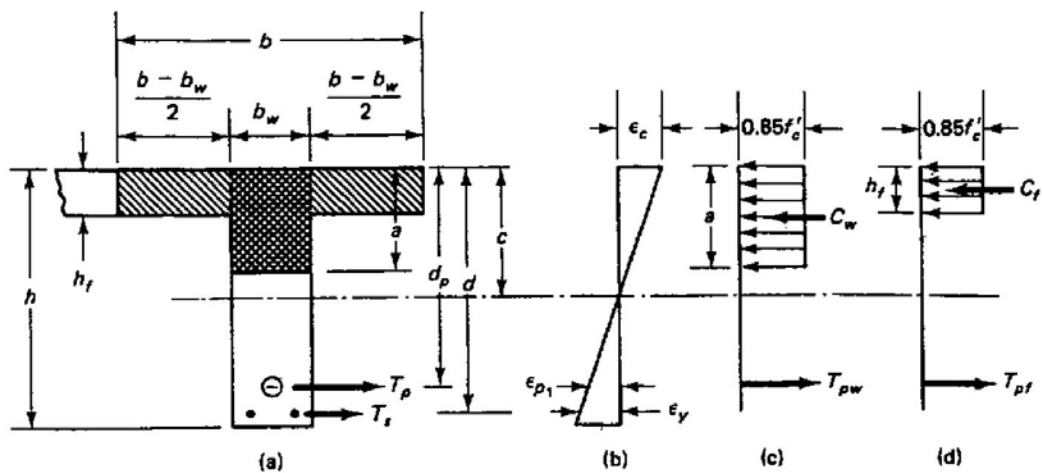


Figure 4.48 Strain, stress, and forces in flanged sections. (a) Beam section. (b) Strain. (c) Web stress and forces. (d) Flange stress and force.

នៅពេលដែលកម្រាស់ស្លាបសង្កត់ h_f តូចជាងកម្ពស់អ័ក្សណឺត c និងកម្ពស់ប្លុកចតុកោណសមមូល a នេះ គេអាចគិតមុខកាត់នេះជាមុខកាត់មានស្លាបដូចនៅក្នុងរូបទី ៤.៤៨ ។

ពីរូបយើងបាន

$$T_p + T_s = T_{pw} + T_{pf} \quad (4.46)$$

ដែល T_p = កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងសង្កត់ $= A_{ps} f_{ps}$

T_s = Ultimate force នៅក្នុងដែកធម្មតា $= A_s f_y$

T_{pw} = ផ្នែកនៃកម្លាំងសរុបនៅក្នុងដែករងការទាញដែលត្រូវការសម្រាប់ទ្រទ្រង់ $= A_{pw} f_{ps}$

A_{pw} = ក្រឡាផ្ទៃដែកសរុបដែលត្រូវនឹងកម្លាំង T_{pw}

T_{pf} = ផ្នែកនៃកម្លាំងសរុបនៅក្នុងដែកទាញដែលត្រូវការសម្រាប់ស្លាប $C_f = 0.85 f'_c (b - b_w) h_f$

$C_w = 0.85 f'_c b_w a$

ដោយជំនួសវាទៅក្នុងសមីការ 4.46 យើងទទួលបាន

$$T_{pw} = A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - 0.85 f'_c (b - b_w) h_f \quad (4.47)$$

ធ្វើផលបូកកម្លាំងទាំងអស់ដែលមាននៅក្នុងរូបទី ៤.៤៨ (c) និង ៤.៤៨ (d) យើងបាន

$$T_{pw} + T_{pf} = C_w + C_f$$

$$\text{នោះ} \quad a = \frac{A_{pw} f_{ps}}{0.85 f'_c b_w} \quad (4.48a)$$

$$\text{ឬ} \quad a = \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - 0.85 f'_c (b - b_w) h_f}{0.85 f'_c b_w} \quad (4.48b)$$

គេអាចសរសេរសមីការ 4.45 សម្រាប់ផ្ទៃដែលមានដែកសង្កត់ឡើងវិញដើម្បីទទួលបានរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតា សម្រាប់មុខកាត់មានស្លាបដែលអ័ក្សណឺតស្ថិតនៅខាងក្រៅស្លាប $a > h_f$ ដូចខាងក្រោម ដោយគិតម៉ូម៉ង់ធៀបទីប្រជុំទម្ងន់ របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង:

$$M_n = A_{pw} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y (d - d_p) + 0.85 f'_c (b - b_w) h_f \left(d_p - \frac{h_f}{2} \right) \quad (4.49a)$$

ម៉ូម៉ង់គណនា (design moment) នៅក្នុងករណីនេះគឺ

$$M_u = \phi M_n \quad (4.49b)$$

ដែល $\phi = 0.90$ សម្រាប់ការពត់

ដើម្បីកំណត់ថា អ័ក្សណឺតស្ថិតនៅខាងក្រៅស្នាប ដែលទាមទារការគណនាមុខកាត់មានស្នាប គេត្រូវកំណត់កម្លាំងសង្កត់សរុប C_n និងកម្លាំងទាញសរុប T_n ហើយប្រៀបធៀបតម្លៃរបស់វា។ ប្រសិនបើ $T_p + T_n$ នៅក្នុងរូបទី ៤.៤៨ ធំជាង C_f នោះអ័ក្សណឺតស្ថិតនៅខាងក្រៅស្នាប ហើយមុខកាត់ត្រូវបានគិតជាមុខកាត់មានស្នាប។ ប្រសិនបើមិនដូច្នោះទេ វាត្រូវបានគិតជាមុខកាត់ចតុកោណដែលមានទទឹង b ជាស្នាបរងការសង្កត់។

វិធីម្យ៉ាងទៀតក្នុងការកំណត់ថាមុខកាត់អាចគិតជាមុខកាត់មានស្នាបដោយគណនាតម្លៃកម្ពស់ប្លុកចតុកោណសមមូល a ពីសមីការ 4.48b បន្ទាប់មកយើងអាចកំណត់កម្ពស់អ័ក្សណឺត $c = a / \beta_1$ ។

៤.១២.៥.2. ការកំណត់ក្នុងត្រាំងបាក់ធម្មតារបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង f_{ps}

Determination of Prestressing Steel Nominal Failure Stress f_{ps}

គេអាចកំណត់ក្នុងត្រាំង f_{ps} របស់ដែកប្រេកុងត្រាំងនៅពេលបាក់ដោយប្រើបម្រែបម្រួលរាងធៀបត្រូវគ្នា (strain compatibility) តាមរយៈដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកផ្សេងៗរហូតដល់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់។ គេត្រូវការដំណើរការបែបនេះប្រសិនបើ

$$f_{pe} = \frac{P_e}{A_{ps}} < 0.50 f_{pu} \quad (4.50a)$$

ACI 318 building code អនុញ្ញាតអោយប្រើការគណនាដែលមានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែល ប្រសិនបើ

$$f_{pe} = \frac{P_e}{A_{ps}} \geq 0.50 f_{pu} \quad (4.50b)$$

ជាមួយនឹងសមីការដាច់ដោយឡែកសម្រាប់ bonded និង unbonded members.

Bonded Tendons

សមីការដែលបានពីការពិសោធសម្រាប់ bonded member គឺ

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left[\rho_p \frac{f_{pu}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] \right) \quad (4.51)$$

ដែល reinforcement index សម្រាប់ដែកធម្មតារងការសង្កត់គឺ $\omega' = \rho' (f_y / f'_c)$ ។ ប្រសិនបើគេគិតដែកសង្កត់នៅពេលគណនា f_{ps} ដោយសមីការ 4.51 តួ $[\rho_p (f_{pu} / f'_c) + (d / d_p) (\omega - \omega')]$ មិនត្រូវតូចជាង 0.17 ហើយ d' មិនត្រូវធំជាង $0.15d_p$ ។ ហើយ

$\gamma_p = 0.55$ សម្រាប់ f_{py} / f_{pu} ដែលមិនតូចជាង 0.80 សម្រាប់ high-strength prestressing bar

$\gamma_p = 0.40$ សម្រាប់ f_{py} / f_{pu} ដែលមិនតូចជាង 0.85 សម្រាប់ stress-relieved strands
 $\gamma_p = 0.28$ សម្រាប់ f_{py} / f_{pu} ដែលមិនតូចជាង 0.90 សម្រាប់ low-relaxation strands

Bonded Tendons

សម្រាប់ផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់តូចជាង ឬស្មើ 35

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{100\rho_p} \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (4.52a)$$

$$f_{ps} = f_{pe} + 70 + \frac{f'_c}{100\rho_p} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល f_{ps} មិនត្រូវធំជាង f_{py} ឬ $(f_{pe} + 60,000)psi$ ឬ $(f_{pe} + 420)MPa$ ។

សម្រាប់ផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់ធំជាង 35

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (4.52b)$$

$$f_{ps} = f_{pe} + 70 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល f_{ps} មិនត្រូវធំជាង f_{py} ឬ $(f_{pe} + 30,000)psi$ ឬ $(f_{pe} + 210)MPa$ ។ រូបទី ៤.៤៩ បង្ហាញ seating losses សម្រាប់ប្រភេទ unbonded tendons ។

ចំណាំថា សមីការ AASTHO សម្រាប់រេស៊ីស្តង់តណនា ultimate f_{ps} ខុសពីសមីការ 4.51 និង 4.52 ។

៤.១២.៥.3. តម្លៃកំណត់របស់សន្ទស្សន៍ដែក

Limiting Values of the Reinforcement Index

សន្ទស្សន៍ដែក ω_p ជារង្វាស់ភាគរយដែកនៅក្នុងមុខកាត់ ដែលអាចកំណត់ដូចខាងក្រោម

$$\omega_p = \frac{A_{ps} f_{ps}}{b d_p f'_c} = \rho_p \frac{f_{ps}}{f'_c} \quad (4.53)$$

ដែកអប្បបរមា

ប្រសិនបើភាគរយដែកតូចមែនទែន មុខកាត់បេតុងនឹងខ្សោយក្នុងការទប់ទល់នឹងកុងត្រាំងទាញក្រោយ ពេលមានស្ថាប្រេរ ហើយមុខកាត់នឹងធ្វើការស្ទើរតែដូចជាមុខកាត់បេតុងសុទ្ធ (plain section) ។ ដូចនេះគេត្រូវពិនិត្យភាគរយដែកអប្បបរមា $\rho_{\min}$ ជាមួយនឹង $\omega_{p \min}$ នៅក្នុងការគណនាមុខកាត់ដើម្បីការពារការបាក់បែបនេះ ។

បរិមាណសរុបរបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង និងដែកធម្មតាដែលទាមទារដោយ ACI មិនត្រូវតូចជាងអ្វីដែលទាមទារសម្រាប់បង្កើតម៉ូម៉ង់ $M_u = \phi M_n$ ទេ ដូចនេះ

$$M_u \geq 1.2M_{cr} \quad (4.54a)$$

ដែល M_{cr} ឈរលើម៉ូឌុលដាច់ $f_r = 7.5\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.623\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ ។ តែលើកលែងចំពោះអង្កត់រងការពត់ដែលមានរេស៊ីស្តង់ពត់ និងរេស៊ីស្តង់កាត់យ៉ាងតិចស្មើនឹងពីរដងនៃបន្ទុកមេគុណនៅក្នុងសមីការ 4.31 ។ ដូចគ្នាក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមារបស់ bonded nonprestressing reinforcement នៅក្នុងផ្ទៃដែលគោរពតាម ACI Code គឺ

$$A_{s \min} = 0.004A \quad (4.54b)$$

ដែល A ជាផ្ទៃក្របសម្រាប់កាត់ចន្លោះផ្ទៃរងការទាញដោយការពត់ និងទីប្រជុំទម្ងន់ cgc របស់ gross section ។ ដែកនេះត្រូវបែងចែកស្មើក្នុង precompressed tensile zone ដែលស្ថិតនៅក្បែរសរសៃរងការទាញ ។

នៅក្នុងកម្រាលខណ្ឌ flat plate ពីរទិស ដែលក្នុងត្រាំងទាញរបស់បេតុងក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការធំជាង $2\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.17\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ ក្រឡាផ្ទៃ bonded nonprestressed steel ដែលត្រូវការគឺ

$$A_s = \frac{N_c}{0.5f_y} \quad (4.55a)$$

ដែល $f_y \leq 60,000 \text{ psi } (420 \text{ MPa})$

N_c = កម្លាំងទាញនៅក្នុងបេតុងដែលបណ្តាលពីផលបូកបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរ $(D + L)$

នៅក្នុងតំបន់ម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានរបស់កម្រាលខណ្ឌនៅត្រង់ទម្រង់សរ ក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមារបស់ដែកធម្មតាតាមទិសនីមួយៗគឺ

$$A_s = 0.00075hl \quad (4.55b)$$

ដែល h = កម្រាស់កម្រាលខណ្ឌសរុប

l = ប្រវែងល្វែងតាមទិសស្របនឹងដែកដែលកំពុងគណនា

គេបែងចែក A_s នៅក្នុងទទឹងកម្រាលខណ្ឌនៅចន្លោះខ្សែដែលស្ថិតនៅខាងក្រៅផ្ទៃរបស់ទម្រង់សរ $1.5h$ ។ គេត្រូវដាក់ដែក (bars or wire) យ៉ាងតិចបួនតាមទិសនីមួយៗ និងមានគំលាតមិនធំជាង $12 \text{ in. } (30 \text{ cm})$ ។

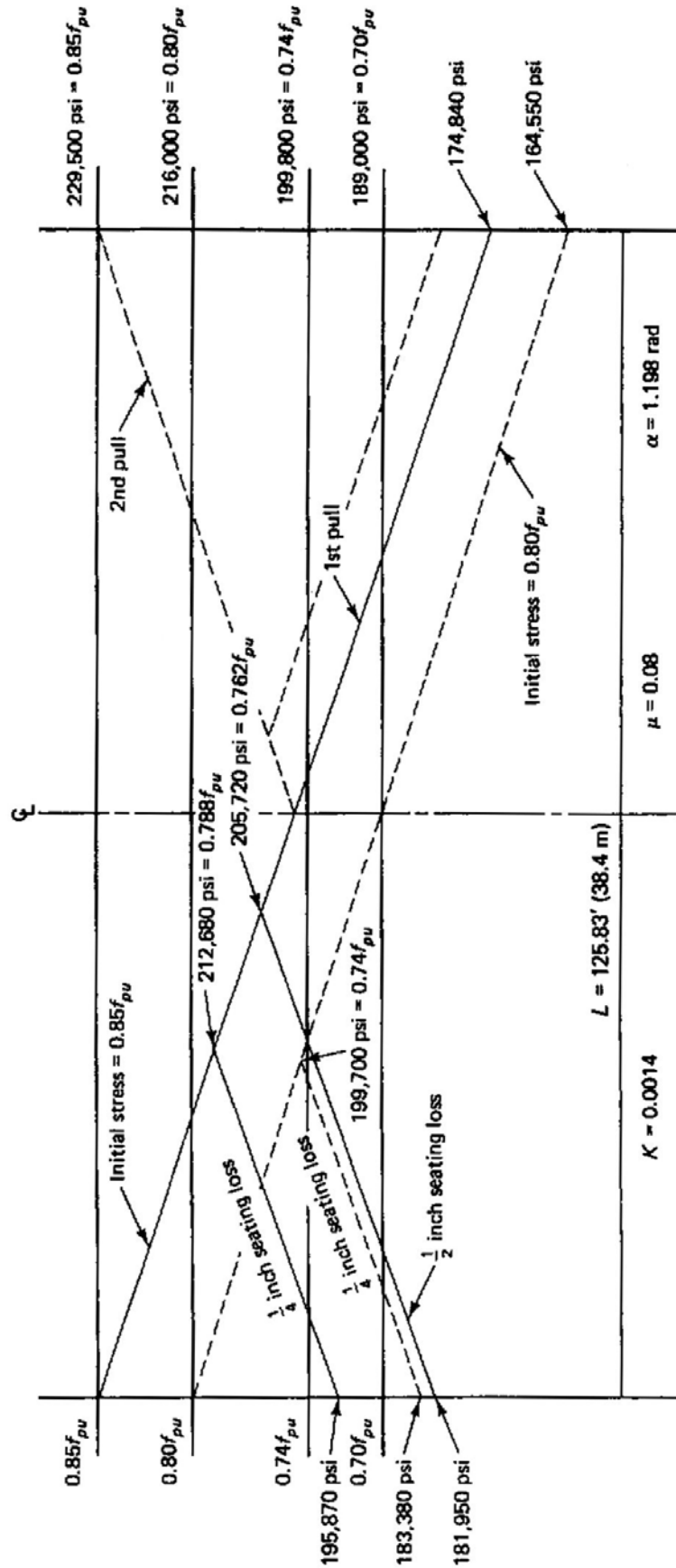


Figure 4.49 Stress diagram for unbonded tendons with various values of initial stress and seating loss (100,000 psi = 689.5 MPa).

ដែកអតិបរមា

ប្រសិនបើភាគរយដែកធំពេក មុខកាត់បេតុងនឹងធ្វើការជាលក្ខណៈ overreinforced ដែល nonductile failure នឹងកើតឡើងនៅពេលបេតុងបែកដំបូងនៅត្រង់សរសៃសង្កត់ តែដែកនៅខាងទាញមិនទាន់ធ្វើការដល់ yield ។ គេតែងគណនាមុខកាត់ថ្មីមបេតុងអារម៉េជាលក្ខណៈ underreinforced ជាមួយនឹងបម្រែបម្រួលរាងធៀប $\epsilon_t = 0.005$ ដូចដែលបានរៀបរាប់រួចមកហើយ ។

ប៉ុន្តែ សម្រាប់ថ្មីមប្រេកុងត្រាំង គេមិនអាចអនុវត្តតែក្នុងករណី underreinforced បានទេ ។ កម្លាំងប្រេកុងត្រាំង P_i និង P_e នៅពេលផ្ទេរ និងនៅពេលរង service load គ្រប់គ្រងតម្លៃនៃក្រឡាផ្ទៃដែកទាញដែលចាំបាច់ ដោយរួមបញ្ចូលទាំងដែកធម្មតាផង ។ លើសពីនេះ តម្លៃរបស់ yield strength និងតម្លៃរបស់ yield strain របស់ដែកប្រេកុងត្រាំងមិនត្រូវបានកំណត់ទេ ។ ដូចនេះ គេគណនាថ្មីមប្រេកុងត្រាំងដើម្បីបំពេញគ្រប់តម្រូវការបន្តកធ្វើការដែលអាចធ្វើការជា underreinforcement ឬ overreinforcement នៅស្ថានភាពកំណត់នៃ ultimate-load design ជាពិសេសប្រសិនបើវាជា partially prestressed beam ។

ដើម្បីធានាការធ្វើការជាលក្ខណៈស្វិត (ductility), ACI code កំណត់ភាគរយរបស់ដែកដោយមិនអោយ reinforcement index ω_p ធំជាង $0.36\beta_1$ ចំណាំថាគេអាចប្រដូច $0.32\beta_1$ ទៅនឹង 0.005 ។

$$\beta_1 = 0.85 - \frac{0.05(f'_c - 4,000)}{1,000} \geq 0.65 \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (4.56)$$

$$\beta_1 = 0.85 - \frac{0.05(f'_c - 28)}{7} \geq 0.65 \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដូចរៀបរាប់នៅក្នុង Code commentary សម្រាប់មុខកាត់ដែលមានដែកប្រេកុងត្រាំង

$$\omega_p = \rho_p \frac{f_{ps}}{f'_c} \leq 0.32\beta_1 \quad (4.57a)$$

សម្រាប់មុខកាត់ដែលមានដែកទាញ និងដែកសង្កត់ធម្មតា

$$\left[\omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] \leq 0.36\beta_1 \quad (4.57b)$$

ដែល $\omega = \frac{A_s f_y}{b d f'_c}$

និង $\omega' = \frac{A'_s f_y}{b d f'_c}$

សម្រាប់មុខកាត់មានស្នាប

$$\left[\omega_{pw} + \frac{d}{d_p} (\omega_w - \omega'_w) \right] \leq 0.36 \beta_1 \quad (4.57c)$$

ដែល ω_{pw} , ω_w និង ω'_w ត្រូវបានគណនាតាមរបៀបដូចគ្នានឹងសមីការ 4.57a, b តែគេប្រើទំរង់ទ្រនុង b_w នៅកាតបែងនៃសមីការទាំងនេះ។ ចំណាំថា តួ $\omega_p \cdot [\omega_p + (d/d_p)(\omega - \omega')]$ និង $[\omega_{pw} + (d/d_p)(\omega_w - \omega'_w)]$ គឺស្មើនឹង $0.85a/d_p$ ដែល a ជាកម្ពស់របស់ប្លុកបេតុងសង្កត់ចតុកោណសមមូល។

(a) នៅក្នុងមុខកាត់ចតុកោណ និងនៅក្នុងមុខកាត់មានស្នាបដែល $a \leq h_f$

$$\begin{aligned} \left[\omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] &= \left[\frac{A_{ps}}{bd_p} \cdot \frac{f_{ps}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} \left(\frac{A_s}{bd} \cdot \frac{f_y}{f'_c} - \frac{A'_s}{bd} \cdot \frac{f_y}{f'_c} \right) \right] \\ &= \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A'_s f_y}{bd_p f'_c} = \frac{0.85 f'_c ab}{bd_p f'_c} = \frac{0.85a}{d_p} \end{aligned}$$

(b) នៅក្នុងមុខកាត់មានស្នាបដែល $a > h_f$, យក C_F ជាកម្លាំងសង្កត់ផ្ចុំរបស់បេតុងនៅក្នុងស្នាប

$$\begin{aligned} \left[\omega_{pw} + \frac{d}{d_p} (\omega_w - \omega'_w) \right] &= \left[\frac{(A_{ps} f_{ps} - C_F)}{b_w d_p f'_c} + \frac{d}{d_p} \left(\frac{A_s}{b_w d} \cdot \frac{f_y}{f'_c} - \frac{A'_s}{b_w d} \cdot \frac{f_y}{f'_c} \right) \right] \\ &= \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A'_s f_y - C_F}{b_w d_p f'_c} \\ &= \frac{\text{compression force in web}}{b_w d_p f'_c} \\ &= \frac{0.85 f'_c b_w a}{b_w d_p f'_c} = \frac{0.85a}{d_p} \end{aligned} \quad (4.57d)$$

សមីការ 4.57a, b និង c ត្រូវបានលើកលែង ប្រសិនបើស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់គណនាមិនធំជាងស៊ីស្តង់ដែលឈរលើផ្នែកសង្កត់នៃម៉ូម៉ង់ couple ។ ម្យ៉ាងទៀតគេអាចនិយាយថា លុះត្រាតែគេអនុវត្ត strain compatibility analysis ទើបគេកំណត់ overreinforced prestressed beam moment strength ពីសមីការដែលបានពីការពិសោធដូចខាងក្រោម

សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណ

$$M_n = 0.25 f'_c b d^2 \quad (4.58a)$$

សម្រាប់មុខកាត់មានស្នាប

$$M_n = 0.25 f'_c b_w d^2 + 0.85 f'_c (b - b_w) h_f (d - 0.5 h_f) \quad (4.58b)$$

គេអាចកែប្រែសមីការទាំងនេះដូចខាងក្រោម៖

- (a) សម្រាប់ overreinforced rectangular section

$$M_n = f'_c b d_p^2 (0.68\beta_1 - 0.08\beta_1^2) \quad (4.59a)$$

- (b) សម្រាប់ overreinforced flanged section

$$M_n = f'_c b_w d_p^2 (0.36\beta_1 - 0.08\beta_1^2) + 0.85 f'_c (b - b_w) h_f (d_p - 0.5h_f) \quad (4.59b)$$

៤.១២.ង.៤. ស្ថានភាពកំណត់រងការពត់ក្រោមអំពើ ultimate Load នៅក្នុង Unbonded Tendons Limit State in Flexure at Ultimate Load in Nonbonded Tendons

Post-tensioned tendon ដែលមិន grouted ឬក៏ asphalt coated ជា nonbonded tendons ។ ជាវិបាក នៅពេលបន្ទុកដែលដាក់ពីលើបន្ថែមមានអំពើទៅលើផ្ទៃមុខ ភាពរអិលកើតមានរវាង tendon និងបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញវា ដែលអនុញ្ញាតអោយកើតមានកំហូចទ្រង់ទ្រាយស្មើ តាមបណ្តោយប្រវែងទាំងមូលរបស់ tendon ប្រកុងត្រាំង ។ ដោយសារស្នាមប្រេះកើតមាននៅត្រង់តំបន់ដែលមានម្លូម៉ង់ធំ ការកើនឡើងនៃកុងត្រាំងទាញរបស់ដែក មិនបានប្រមូលផ្តុំនៅត្រង់កន្លែងស្នាមប្រេះទេ តែវាត្រូវបានបែងចែកស្មើ តាមបណ្តោយ tendon ដែលរអិលដោយសេរី ។ ជាលទ្ធផល ការកើនឡើង strain និងកុងត្រាំងនៅក្នុងករណី nonbonded តូចជាងនៅក្នុងករណី bonded tendon ដូចបន្ទុកបន្តកើនឡើងរហូតដល់ ultimate ។ ដូចនេះ ចំនួនស្នាមប្រេះតិចជាង តែមានទំហំធំជាង កើតមាននៅក្នុង nonbonded prestressing ។ កុងត្រាំងចុងក្រោយនៅក្នុង prestressed tendons ក្រោមអំពើ ultimate load គួរតែមានតម្លៃធំជាងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព f_{pe} ។

ដើម្បីធានាថាគ្រឿងបង្កដែលមានការធ្វើការ (serviceability performace) ល្អ គេគួរប្រើភាគរយដែកធម្មតាសមរម្យ ។ ដែកធម្មតាគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះដែលកើតពីការពត់ និងគ្រប់គ្រងទំហំរបស់វា ហើយចូលរួមការកើនឡើងនៃស៊ីស្តង់ម្លូម៉ង់ M_n របស់មុខកាត់ ។ វាវងនូវបម្រែបម្រួលរាងធៀបធំជាង yield strain របស់វា ដោយសារកំហូចទ្រង់ទ្រាយរបស់វានៅត្រង់តំបន់ post elastic ត្រូវតែត្រូវគ្នានឹងកំហូចទ្រង់ទ្រាយនៅក្បែរដែកប្រកុងត្រាំង ។ ដូចនេះ កុងត្រាំងនៅក្នុងដែកធម្មតាតែងតែធំជាង yield strength របស់វាក្រោមអំពើ ultimate load ។ រូបទី ៤.៥០ បង្ហាញពីប្រភេទដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបសម្រាប់ 270k 7-wire 1/2in. prestressing strand ចំណែកឈូបទី ៤.៥១ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមនៃកុងត្រាំងរបស់ដែកប្រកុងត្រាំង និងដែកធម្មតាជាមួយនឹង seating losses ។

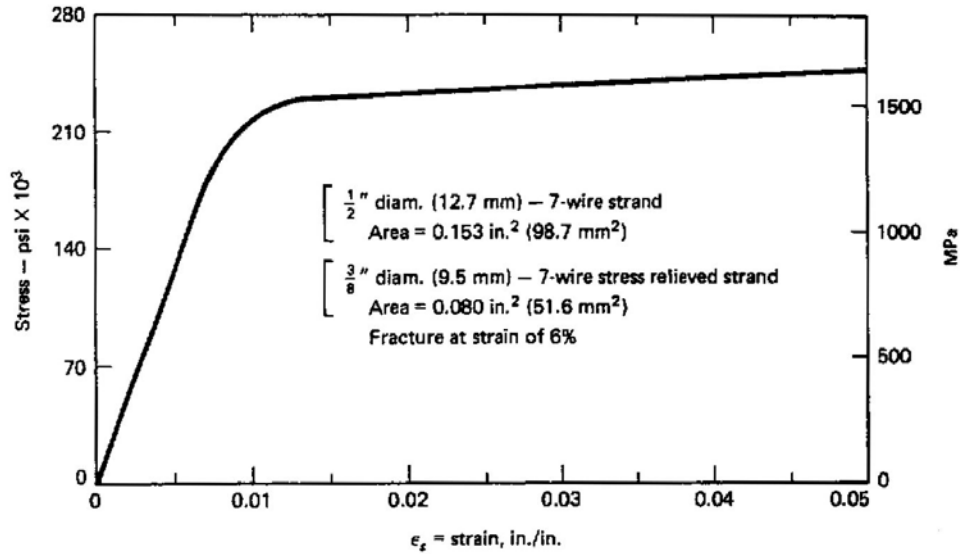


Figure 4.50 Typical stress-strain relationship of 7-wire 270-K prestressing strand.

តាមការរៀបរាប់ខាងលើ យើងអាចសន្និដ្ឋានបានថា គេអាចប្រើសមីការសម្រាប់គណនា M_n របស់ រេស៊ីស្តង់ធម្មតាសម្រាប់ bonded beam ដូចគ្នាសម្រាប់ nonbonded beam ។ ចំណាំថា ពេលខ្លះនៅពេលគេណែនាំអោយ grout the post-tensioned tendon, តែវាមិនមែនជាការងាយស្រួលក្នុងការធ្វើយ៉ាងដូចនោះទេ ។ ឧទាហរណ៍ នៅក្នុងប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌពីរទិស ឬ shallow-box element ដែលកម្រាស់បេតុងស្តើង ។ ដូចគ្នា គេត្រូវពិចារណាពីតម្លៃនៃសម្ពាធរបស់ grouting ក្នុងករណីដែលមាន tendon ច្រើន ។

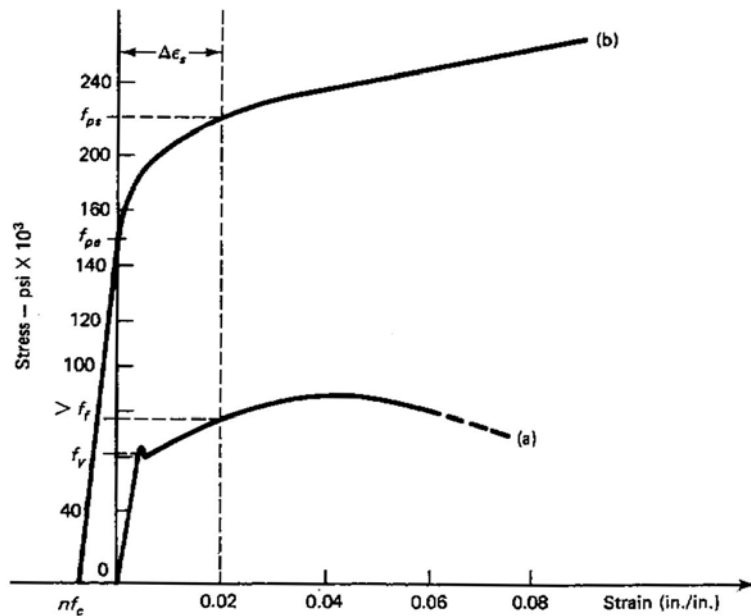


Figure 4.51 Stress-strain diagrams for reinforcement. (a) Nonprestressed steel. (b) Prestressed steel (100,000 psi = 689.5 MPa).

៤.១៣. Preliminary Ultimate-Load Design

ប្រសិនបើការគណនាដំបូងចាប់ផ្តើមនៅពេលរង ultimate load ម៉ូម៉ង់គណនាដែលត្រូវការ $M_u = \phi M_n$ យ៉ាងហោចណាស់ក៏ត្រូវស្មើនឹងម៉ូម៉ង់មេតុណ M_u ។ កម្ពស់សាកល្បងដំបូងត្រូវតែឈរលើផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់សមរម្យ ហើយទទឹងស្នាបខាងលើរបស់មុខកាត់ត្រូវបានកំណត់ទៅតាមប្រភេទគ្រឿងបង្ក ដូចជាគេចូលចិត្តជ្រើសរើស double-T-section ឬ hollow-box shallow section សម្រាប់កម្រាលអគារ ឬចំណតរថយន្ត ហើយគេចូលចិត្ត I-section សម្រាប់គ្រឿងបង្កស្ពាន ។

កម្ពស់មធ្យមរបស់ផ្ទៃប្រកុងត្រាំងគឺប្រហែល 75% នៃកម្ពស់របស់ផ្ទៃបេតុងអារម៉េដែលទ្របន្ទុកស្មើគ្នា ។ គោលការណ៍ណែនាំផ្សេងទៀតសម្រាប់ការជ្រើសរើសដំបូងគឺប្រើកម្ពស់ $0.6in(15mm)$ សម្រាប់ល្វែង $1ft(300mm)$ ។ នៅពេលដែលគេធ្វើការជ្រើសរើសកម្ពស់សាកល្បងរួចហើយ គេអាចចាប់ផ្តើមកំណត់លក្ខណៈធរណីមាត្ររបស់មុខកាត់ ។

សន្មតថា ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រកុងត្រាំងស្ថិតនៅប្រហែល $0.85/h$ ពីពាក់កណ្តាលកម្ពស់របស់ស្នាប ។ ហើយដៃឃ្លាស់របស់ម៉ូម៉ង់ couple គឺ $jd \cong 0.80h$ ។ ដូចគ្នា សន្មតថា nominal strength របស់ដែកប្រកុងត្រាំងគឺ $f_{ps} \cong 0.90 f_{pu}$ ។ ហើយក្រឡាផ្ទៃរបស់ A_{ps} របស់ដែកប្រកុងត្រាំងគឺ

$$A_{ps} = \frac{M_u / \phi}{0.90 f_{pu} (0.80h)} \quad (4.60a)$$

$$\text{ឬ} \quad A_{ps} = \frac{M_n}{0.72 f_{pu} h} \quad (4.60b)$$

ប្រសិនបើកម្ពស់ប្លុកសង្កត់ a ស្មើនឹងកម្រាស់ស្នាប h_f មាឌរបស់ប្លុកសង្កត់នៃរូបទី ៤.៤៤(d) ដោយប្រើតួនៃក្រឡាផ្ទៃ $ba = A'_c$ គឺ

$$C = 0.85 f'_c A'_c$$

$$T = 0.90 f_{pu} A_{ps} = \frac{M_u}{0.8h}$$

ពីសមីការលំនឹងរបស់កម្លាំង $C = T$ ។ ដូចនេះក្រឡាផ្ទៃរបស់ស្នាបសង្កត់គឺ

$$A'_c = \frac{M_n}{0.85 f'_c (0.8h)} = \frac{M_n}{0.68 f'_c h} \quad (4.61)$$

នៅពេលដែលគេជ្រើសរើសទទឹងស្នាបសម្រាប់ការសាកល្បងដំបូង ហើយគេស្គាល់កម្ពស់ផ្ទៃ គេអាចជ្រើសរើសកម្រាស់ទ្រនុងដែលឈរលើតម្រូវការកម្លាំងកាត់ដែលនឹងរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូក ៥ ។ បន្ទាប់មក ដោយការសាក

ល្បង និងកែតម្រូវ គេអាចធ្វើការជ្រើសរើសមុខកាត់ដ៏ល្អសម្រាប់លក្ខខណ្ឌតម្រូវការគណនា និងវិភាគបន្តលើក្នុង ត្រាំងសម្រាប់លក្ខខណ្ឌបន្តធ្វើការ ។

៤.១៤. Summary Step-By-Step Procedure for Limit-State-At-Failure Design of the Prestressed Members

1. ជ្រើសរើស partial prestressing ឬក៏អត់ ដោយការប្រើភាគរយប្រសិទ្ធភាពរបស់ដែកធម្មតា ។ ជ្រើស រើសកម្ពស់សាកល្បង h ដោយឈរលើអត្រាផលធៀបកម្ពស់លើល្វែង $1/20$ ឬក៏ 75% នៃកម្ពស់ ដែលត្រូវការសម្រាប់មុខកាត់បេតុងអារម៉េក្រាយពេលគណនារេស៊ីស្តង់ធម្មតាដែលត្រូវការ

$$M_n = M_u / \phi$$

2. ជ្រើសរើសកម្រាស់ស្លាបសាកល្បងដោយអោយក្រឡាផ្ទៃបេតុងសរុបរបស់ស្លាប

$$A'_c \cong M_n / 0.68 f'_c h \quad \text{ដែលឈរលើការជ្រើសរើសទទឹងស្លាបដែលតម្រូវដោយការរៀបចំ និងគំណាត់ របស់ផ្ទៃ ។ ជ្រើសរើសក្រឡាផ្ទៃដំបូងរបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង} \quad A_{ps} = M_n / 0.72 f_{pu} h$$

3. ប្រើតម្លៃមរម្យសម្រាប់ក្នុងត្រាំងដែក f_{ps} នៅពេលបាក់សម្រាប់ការសាកល្បងដំបូង ។ ប្រសិនបើ $f_{pe} < 0.5 f_{pu}$ នោះគេត្រូវការ strain compatibility analysis ។ កំណត់ថាតើ tendon ជា bonded ឬ unbonded ។ ប្រើតម្លៃប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព f_{pe} ពី service-load analysis ប្រសិនបើ គេបានធ្វើការគណនារួចហើយ ។ ប្រសិនបើ $f_{pe} > 0.5 f_{pu}$ ប្រើតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលដូច ខាងក្រោម

(a) Bonded tendons

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left\{ \rho_p \frac{f_{pu}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right\} \right)$$

(b) Nonbonded tendons, ផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់ ≤ 35

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{100 \rho_p} \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$f_{ps} = f_{pe} + 70 + \frac{f'_c}{100 \rho_p} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

(c) Nonbonded tendons, ផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់ > 35

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$f_{ps} = f_{pe} + 70 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ចំណាំថា f_{ps} ដែលអោយដោយ AASHTO ខុសពីសមីការខាងលើ ហើយត្រូវបានណែនាំនៅជំពូកទី ១២ ។

4. កំណត់ថា តើគេគួរពិចារណាមុខកាត់ជាអាងចតុកោណ ឬមុខកាត់មានស្លាបដោយកំណត់ទីតាំងរបស់អ័ក្សណឺត $c = a / \beta_1$ ។

ប្រសិនបើមុខកាត់ចតុកោណ

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A'_s f_y}{0.85 f'_c b}$$

ប្រសិនបើមុខកាត់មានស្លាប

$$a = \frac{A_{pw} f_{ps}}{0.85 f'_c b_w}$$

$$\text{ដែល } A_{pw} f_{ps} = A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - 0.85 f'_c (b - b_w) h_f$$

5. ប្រសិនបើ h_f ធំជាង c និង a វិភាគអង្កត់ជាមុខកាត់ចតុកោណដែលមានដែកទោល (singly reinforced) ឬដែកឌុប (double reinforced) ។

6. កំណត់សន្ទស្សន៍ដែក (reinforcement index) ω_p , ω និង ω' សម្រាប់ករណី $a < h_f$ (អ័ក្សណឺតស្ថិតនៅក្នុងស្លាប ដូចនេះប្រើមុខកាត់ចតុកោណ)

- (a) មុខកាត់ចតុកោណដែលមានតែដែកប្រែក្នុងត្រាំង

$$\omega_T = \omega_p = \rho_p \frac{f_{ps}}{f'_c} = \frac{A_{ps}}{bd_p} \cdot \frac{f_{ps}}{f'_c}$$

- (b) មុខកាត់ចតុកោណដែលមានដែកសង្កត់បន្ថែមពីលើដែកទាញធម្មតា

$$\omega_T = \omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega')$$

ប្រសិនបើសន្ទស្សន៍សរុបនៅក្នុង (a) ឬ (b) តូចជាង ឬស្មើនឹង $0.36\beta_1$ នោះរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់គឺ

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) + A'_s f_y \left(\frac{a}{2} - d' \right)$$

7. កំណត់សន្ទស្សន៍ដែក (reinforcement index) ω_{pw} , ω_w និង ω'_w សម្រាប់ករណី $a > h_f$ (អ័ក្សណិតស្ថិតនៅក្រៅស្លាប) ដែលមានសន្ទស្សន៍ដែកសរុប

$$\omega_T = \omega_{pw} + \frac{d}{d_p} (\omega_w - \omega'_w)$$

គេគណនាសន្ទស្សន៍ដែកដោយឈរលើទទឹងរបស់ទ្រនុង b_w ។

ប្រសិនបើ សន្ទស្សន៍ដែកសរុប $\omega_T < 0.36\beta_1$ នោះ

$$M_n = A_{pw} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y (d - d_p) + 0.85 f'_c (b - b_w) h_f \left(d_p - \frac{h_f}{2} \right)$$

$$\text{ដែល } a = \frac{A_{pw} f_{ps}}{0.85 f'_c b_w}$$

$$\text{និង } A_{pw} f_{ps} = A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - 0.85 f'_c (b - b_w) h_f$$

ប្រសិនបើសន្ទស្សន៍ដែកសរុប $\omega_T > 0.36\beta_1$, មុខកាត់ជា overreinforced ហើយរេស៊ីស្តង់ធម្មតា (nominal strength) គឺ

$$M_n = f'_c b_w d_p^2 (0.36\beta_1 - 0.08\beta_1^2) + 0.85 f'_c (b - b_w) h_f (d_p - 0.5h_f)$$

8. ត្រួតពិនិត្យដែកតម្រូវការអប្បបរមា $A_s > 0.004A$ ។

ដូចគ្នា ត្រួតពិនិត្យថា តើ $M_u \geq 1.2M_{cr}$ ឬអត់ ដើម្បីធានានូវភាពគ្រប់គ្រាន់នៃការប្រើដែកធម្មតា ជាពិសេសនៅក្នុង nonbonded tendon ។

9. ជ្រើសរើសទំហំ និងគំលាតរបស់ដែកទាញធម្មតា (nonprestressed tension reinforcement)

និងដែកសង្កត់ (compression reinforcement) សម្រាប់កន្លែងណាដែលត្រូវការវា ។

10. ផ្ទៀងផ្ទាត់ថា ម៉ូម៉ង់គណនា (design moment) $M_u = \phi M_n$ ធំជាង ឬស្មើនឹងម៉ូម៉ង់មេតុណ

(factored moment) M_u ។ ប្រសិនបើមិនដូច្នោះទេ គេត្រូវកែតម្រូវការគណនាឡើងវិញ ។

រូបទី ៤.៥២ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់សរសេរកម្មវិធីគណនាដោយកុំព្យូទ័រដើម្បីដំណើរការវិភាគ

nominal flexural strength របស់មុខកាត់ប្រេកុងត្រាំងមានស្លាប និងមុខកាត់ចតុកោណដោយយក d_p ជា

កម្ពស់ cgs របស់ tendon មួយស្រទាប់។ ដូចគ្នា រូបទី ៤.៥៣ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់វិភាគ nominal flexural strength របស់ផ្ទៃប្រែក្នុងត្រាំងដោយប្រើ strain compatability analysis ដែលមានកម្ពស់ strain ច្រើនស្រទាប់ d_{p1} រហូតដល់ d_{pn} ។ Flowchart ទាំងពីរត្រូវបានអនុញ្ញាតអោយប្រើសម្រាប់ fully prestressed beam ដែលមិនមានប្រើដែកធម្មតា និងមិនមានក្នុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុង ហើយ flowchart ទាំងពីរនេះក៏ ត្រូវបានអនុញ្ញាតអោយប្រើសម្រាប់ partially prestressed beams ដែលក្នុងត្រាំងទាញកំណត់ ត្រូវបានអនុញ្ញាតអោយកើតមាននៅក្នុងបេតុងរហូតដល់ការប្រើដែកធម្មតា។ កម្មវិធីកុំព្យូទ័រដែលឈរលើ flowchart ទាំងពីរនេះ អាចត្រូវបានប្រើដូចគ្នាសម្រាប់កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពទោល d_p នៃ cgs tendon profile ។

៤.១៥. Ultimate Strength Design of Prestressed Simply Supported Beam by Strain Compatibility

ឧទាហរណ៍ ៤.៥៖ សិក្សាគណនា bonded beam នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ដោយ ultimate-load theory ដោយប្រើដែកធម្មតាដើម្បីទ្រទ្រង់ណែកខ្លះរបស់បន្ទុកមេតុណ។ ប្រើ strain compatibility ដើម្បីកំណត់ f_{ps} ដែលមុខកាត់កែតម្រូវត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៥៤ ជាមួយនឹងកម្រាលខណ្ឌសមាសខាងលើដែលមានកម្រាស់ 3in. (76mm) និង

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{py} = 0.85 f_{pu} \quad \text{សម្រាប់ stress-relieved strands}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi} (414 \text{ MPa})$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}) \quad \text{បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

ប្រើ 7-wire 1/2 in. dia tendon ។ ដែកធម្មតាត្រូវបានដាក់ដោយមានកម្រាស់បេតុងការពារដែក (clear cover) 1.5 in. (38 mm) ហើយគេមិនគិតបញ្ចូលដែកសង្កត់ទេ។ លើសពីនេះគេមិនគិតខ្យល់ និងរញ្ជួយដីទេ។

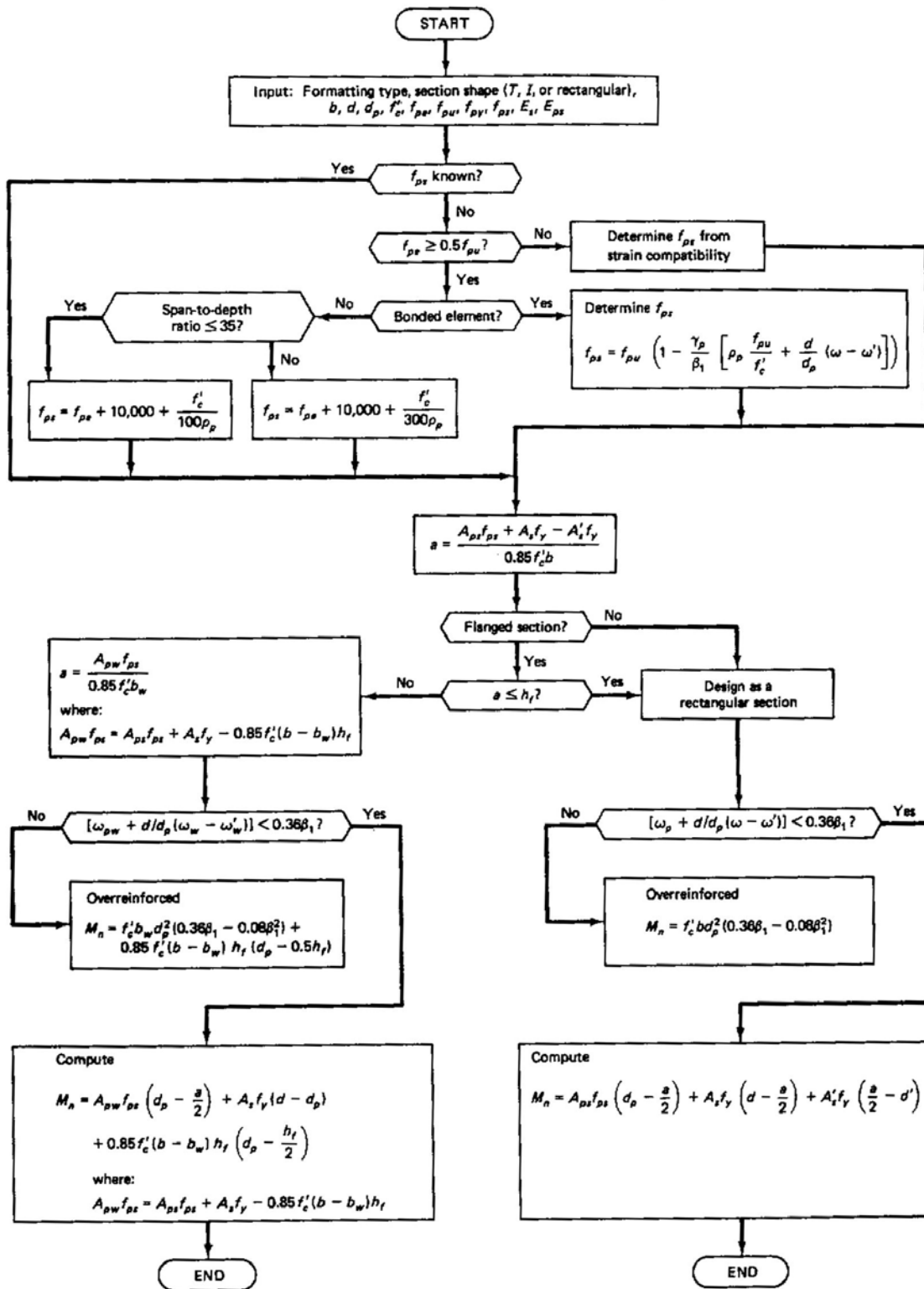


Figure 4.52 Flowchart for flexural analysis of rectangular and flanged prestressed sections based on cgs profile depth.

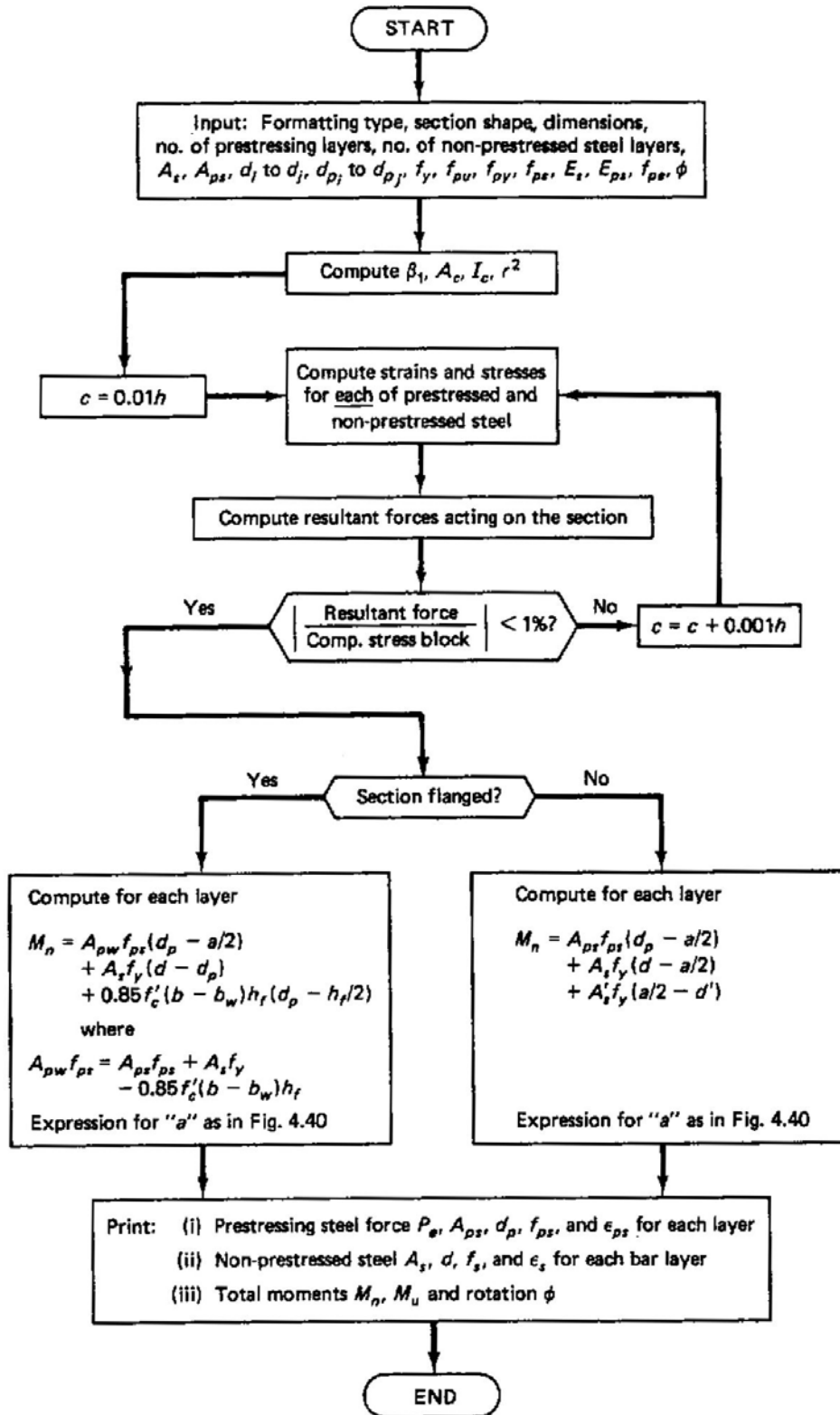


Figure 4.53 Flowchart for flexural analysis of rectangular and flanged pre-stressed sections using compatibility analysis for individual layers of strands and bars.

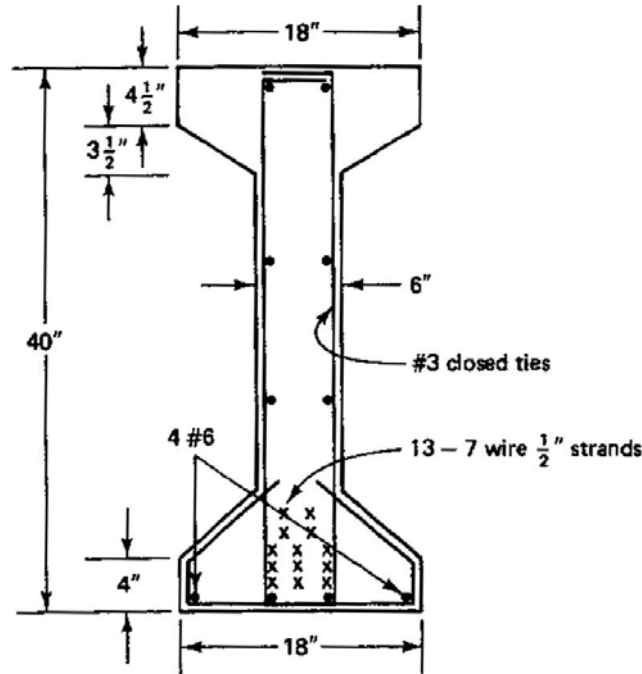


Figure 4.54 Midspan section of the beam in Example 4.9.

ដំណោះស្រាយ: ពីឧទាហរណ៍ ៤.២

បន្ទុកធ្វើការ $W_L = 1,100 \text{ plf} (16.1 \text{ kN} / \text{m})$

បន្ទុកធ្វើការ $W_{SD} = 100 \text{ plf} (1.46 \text{ kN} / \text{m})$

បន្ទុកសន្លត់ $W_D = 393 \text{ plf} (5.74 \text{ kN} / \text{m})$

ល្វែងផ្ទៃម = $65 \text{ ft} (19.8 \text{ m})$

1. ម៉ូម៉ង់មេគុណ (ជំហានទី១)

$$W_U = 1.2(W_D + W_{SD}) + 1.6W_L$$

$$= 1.2(100 + 393) + 1.6(1,100) = 2352 \text{ plf} (34.4 \text{ kN} / \text{m})$$

ម៉ូម៉ង់មេគុណត្រូវបានអោយដោយ

$$M_u = \frac{W_u l^2}{8} = \frac{2,352(65)^2 12}{8} = 14,905,800 \text{ in} - \text{lb} (1684 \text{ kN} . \text{m})$$

រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតាត្រូវការ (requirement nominal moment strength)

$$M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{14,905,800}{0.9} = 16,562,000 \text{ in} - \text{lb} (1871 \text{ kN} . \text{m})$$

2. ជម្រើសមុខកាត់ដំបូង (ជំហានទី២)

ដោយសន្មត់កម្ពស់ផ្ទៃដោយអាត្រា $1/20$ នៃល្វែង

យើងអាចមានកម្ពស់មុខកាត់សាកល្បង $h = \frac{65 \times 12}{20} = 39in.$ ឬក៏ $40in.(102cm)$

បន្ទាប់មកសន្មត់ដែកធម្មតា $4\#6 = 4 \times 0.44 = 1.76in.^2(11.4cm^2)$

ពិសមីការ 4.61

$$A'_c = \frac{M_n}{0.68 f'_c h} = \frac{16,562,000}{0.68 \times 5,000 \times 40} = 121.8in.^2(786cm^2)$$

សន្មត់ទទឹងស្លាបស្មើនឹង $18in.$

កម្រាស់ស្លាបមធ្យម $= 121.8/18 \cong 7.0in.(178mm)$

ដូចនេះ ឧបមាកម្រាស់ទ្រនុង $b_w = 6in.(152mm)$ ដើម្បីផ្ទៀងផ្ទាត់តម្រូវការស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់

ពិសមីការ 4.60b

$$A_{ps} = \frac{M_n}{0.72 f_{pu} h} = \frac{16,562,000}{0.72 \times 270,000 \times 40} = 2.13in.^2(13.3cm^2)$$

ចំនួន $1/2in.$ stress-relieved wire strands $= 2.13/0.153 = 13.9$

ដូចនេះសាកល្បង $1/2in.$ tendon ចំនួន 13

$$A_{ps} = 13 \times 0.153 = 1.99in.^2(12.8cm^2)$$

3. គណនាក្នុងត្រាំង f_{ps} នៅក្នុង tendon ប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានស៊ីស្តង់ធម្មតាដោយប្រើ strain-compatibility approach (ជំហានទី ៣)

លក្ខណៈធរណីមាត្ររបស់មុខកាត់មានតម្លៃកែវរឹងទំហំសន្មត់ដូចជាកម្ពស់ h និងទទឹងស្លាប b ។

ដូចនេះប្រើទិន្នន័យខាងក្រោម

$$A_c = 377in.^2$$

$$c_t = 21.16in.$$

$$d_p = 15 + c_t = 15 + 21.16 = 36.16in.$$

$$r^2 = 187.5in.^2$$

$$e = 15in. \quad \text{នៅកណ្តាលល្វែង}$$

$$e^2 = 225in.^2$$

$$e^2 / r^2 = 225 / 187.5 = 1.20$$

$$E_c = 57,000 \sqrt{5,000} = 4.03 \cdot 10^6 psi(27.8 \cdot 10^3 MPa)$$

$$E_{ps} = 28 \cdot 10^6 psi(193 \cdot 10^3 MPa)$$

បម្រែបម្រួលរាងធៀបសង្កត់អនុញ្ញាតអតិបរមា ε_c នៅពេលបាក់ = 0.003

សង្កត់ថាប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការគឺ $f_{pe} \cong 155,000 \text{ psi} (1,069 \text{ MPa})$

$$(a) \quad \varepsilon_1 = \varepsilon_{pe} = \frac{f_{pe}}{E_{ps}} = \frac{155,000}{28 \cdot 10^6} = 0.0055$$

$$P_e = 13 \times 0.153 \times 155,000 = 308,295 \text{ lb}$$

កំណើនបម្រែបម្រួលរាងធៀបដៃកប្រែក្នុងត្រាំងក៏ដូចបេតុងត្រូវបាន decompressed

ដោយការកើនឡើងបន្ទុកខាងក្រៅ (មើលរូបទី ៤.៣ និងសមីការ 4.3c) ត្រូវបានអោយដោយ

$$\begin{aligned} \varepsilon_2 = \varepsilon_{decomp} &= \frac{P_e}{A_c E_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) \\ &= \frac{308,295}{377 \times 4.03 \cdot 10^6} (1 + 1.20) = 0.0004 \end{aligned}$$

(b) សង្កត់ថាក្នុងត្រាំង $f_{ps} \cong 205,000 \text{ psi}$ ជាការសាកល្បងលើកទីមួយ ។ ឧបមាអ័ក្សណិតនៅក្នុង

ស្លាបដែលមានកម្រាស់ $h_f = 3 + 4.5 + 3.5 / 2 = 9.25 \text{ in.}$ ។ ដូចនេះពីសមីការ 4.41a

$$\begin{aligned} a &= \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y}{0.85 f'_c b} = \frac{1.99 \times 205,000 + 1.76 \times 60,000}{0.85 \times 5,000 \times 18} \\ &= 6.71 \text{ in.} (17 \text{ cm}) < h_f = 9.25 \text{ in.} \end{aligned}$$

ដូចនេះ ប្លុកសង្កត់សមមូលស្ថិតនៅក្នុងស្លាប ហើយមុខកាត់ត្រូវបានពិចារណាជាមុខកាត់ចតុកោណ

ដូចនេះសម្រាប់បេតុង 5,000 psi

$$\beta_1 = 0.85 - 0.05 = 0.8$$

$$c = \frac{a}{\beta_1} = \frac{6.71}{0.80} = 8.39 \text{ in.} (22.7 \text{ cm})$$

$$d = 40 - \left(1.5 + 0.5 \text{ in. for stirrup} + \frac{5}{16} \text{ in. for bar} \right) \cong 37.6 \text{ in.}$$

កំណើននៃ strain ដែលបណ្តាលពី overload រហូតដល់ ultimate ពីសមីការ 4.37c គឺ

$$\varepsilon_3 = \varepsilon_c \left(\frac{d - c}{c} \right) = 0.003 \left(\frac{37.6 - 8.39}{8.39} \right) = 0.0104 >> 0.005 \text{ O.K.}$$

ហើយបម្រែបម្រួលរាងធៀបសរុបគឺ

$$\varepsilon_{ps} = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3$$

$$= 0.0055 + 0.0004 + 0.0104 = 0.0163$$

ពី stress-strain diagram នៅក្នុងរូបទី ៤.៥0 យើងបាន f_{ps} ដែលត្រូវនឹង $\varepsilon_{ps} = 0.0163$

គឺ 230,000 psi ។

សាកល្បងលើកទីពីរសម្រាប់តម្លៃ f_{ps}

សន្មត

$$f_{ps} = 229,000 \text{ psi}$$

$$a = \frac{1.99 \times 229,000 + 1.76 \times 60,000}{0.85 \times 5,000 \times 18} = 7.34 \text{ in. ពិចារណាមុខកាត់ជាអាងចតុកោណ}$$

$$c = \frac{7.34}{0.80} = 9.17 \text{ in.}$$

$$\varepsilon_3 = 0.003 \left(\frac{37.6 - 9.17}{9.17} \right) = 0.0093$$

$$\text{បម្រែបម្រួលរាងផ្សេងសរុបគឺ } \varepsilon_{ps} = 0.0055 + 0.0004 + 0.0093 = 0.0152$$

$$\text{ពីរូបទី ៤.៥0 } f_{ps} = 229,000 \text{ psi (1,579 MPa) ប្រើ}$$

$$A_s = 4\#6 = 1.76 \text{ in.}^2$$

4. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន (ជំហានទី៦ ដល់ទី ១០)

ពិសមីការ 4.43c ប្រសិនបើអ័ក្សណិតស្ថិតនៅក្នុងស្នាប

$$M_n = 1.99 \times 229,000 \left(36.16 - \frac{7.34}{2} \right) + 1.76 \times 60,000 \left(37.6 - \frac{7.34}{2} \right)$$

$$= 14,806,017 + 3,583,008 = 18,389,025 \text{ in.} - \text{lb (2,078 kN.m)}$$

$$> M_n \text{ ដែលត្រូវការ} = 16,562,000 \text{ in.} - \text{lb} \quad \text{O.K.}$$

ការកាត់បន្ថយក្រឡាផ្ទៃដែកធម្មតាអាចធ្វើអោយមុខកាត់កាន់តែមានប្រសិទ្ធភាព ដោយសាររេស៊ីស្តង់ដែលអាចមានធំជាងរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ត្រូវការប្រហែល 11% ។

5. ត្រួតពិនិត្យដែកអប្បបរមា និងដែកអតិបរមា (ជំហានទី៦ និងទី៩)

$$(a) A_{s \min} = 0.004A$$

ដែល A ជាក្រឡាផ្ទៃនៃផ្នែករបស់មុខកាត់ដែលស្ថិតនៅចន្លោះមុខកាត់រងការទាញ និង cgc ។

ពីមុខកាត់នៃរូបទី ៤.៨

$$A = 377 - 18 \left(4.125 + \frac{1.375}{2} \right) - 6(21.16 - 5.5) \cong 201 \text{ in.}^2$$

$$A_{s \min} = 0.004 \times 201 = 0.80 \text{ in.}^2 < 1.76 \text{ ដែលប្រើ} \quad \text{O.K.}$$

(b) សន្ទស្សន៍ដែកអតិបរមាដែលបានពីសមីការ 4.57b គឺ

$$\omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \leq 0.36 \beta_1 < 0.29 \text{ សម្រាប់ } \beta_1 = 0.80$$

ហើយសន្ទស្សន៍ដែកសរុបជាក់ស្តែងគឺ

$$\omega_T = \frac{1.99 \times 229,000}{18 \times 36.16 \times 5,000} + \frac{37.6}{36.16} \left(\frac{1.76 \times 60,000}{18 \times 37.6 \times 5,000} \right)$$

$$= 0.14 + 0.03 = 0.17 < 0.29 \quad \text{O.K.}$$

6. ជ្រើសរើសមុខកាត់សម្រាប់ ultimate load (ជំហានទី១១)

ពីជំហានទី១ ដល់ទី៥ នៃការគណនា, មុខកាត់នៅក្នុងឧទាហរណ៍៤.២ ជាមួយនឹងមុខកាត់កែប្រែ ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៥៤ មានរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតា M_n ដែលអាចទ្របន្ទុកមេគុណ ប្រសិនបើគេ ប្រើដែកធម្មតា #6 ចំនួន 4 នៅផ្ទៃរងការទាញជា partially prestressed section ។

ដូចនេះ គេអាចទទួលយកមុខកាត់នេះការពត់ ដោយសារវាក៏បំពេញនូវតម្រូវការ service-load flexural stress ទាំងនៅកណ្តាលល្វែង និងនៅត្រង់ទម្រម ។ ចំណាំថា មុខកាត់អាចបង្កើតតែរេស៊ីស្តង់ធម្មតា តម្រូវការ $M_n = 16,562,000 \text{ in.} - \text{lb}$ ដោយការបន្ថែមដែកធម្មតានៅផ្ទៃរងការទាញដើម្បីទប់ទល់ផ្នែកខ្លះនៃ រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ត្រូវការសរុប ។ ចំណាំថា មុខកាត់នេះគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់បេតុង $f'_c = 5,000 \text{ psi}$ ចំណែកឯមុខ កាត់នៅក្នុងឧទាហរណ៍៤.២ បេតុងមានរេស៊ីស្តង់ $f'_c = 6,000 \text{ psi}$ ដើម្បីកុំអោយធំជាង allowable service-load concrete stresses ។ ដូចនេះ ការគណនាក្រោមអំពើ ultimate load គឺមានលក្ខណៈចាំបាច់ក្នុងការគណនា បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងដើម្បីធានាថា អង្គត់អាចទ្រគ្រប់បន្ទុកមេគុណ និងជាផ្នែកទាំងមូលនៃការគណនាសរុប ។

៤.១៦. Strength Design of Bonded Prestressed Beam Using Approximate Procedure

ឧទាហរណ៍ ៤.១០: សិក្សាគណនាផ្ទឹមនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.៩ ជា partially prestressed beam ដោយប្រើ ACI approximate procedure ប្រសិនបើគេអនុញ្ញាត ។ ប្រើមុខកាត់ស្តង់ដារដែលប្រើនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ជា មួយ (a) bonded prestressed steel និង (b) nonbonded prestressed steel ។ មិនគិតពិចារណាការចូលរួម របស់ដែកសង្កត់ធម្មតា ។

ដំណោះស្រាយ:

1. លក្ខណៈមុខកាត់ (ជំហាន១ និង២)

ទទឹងស្នាបខាងលើរបស់មុខកាត់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ គឺ $b = 18 \text{ in.}$ ហើយកម្រាស់មធ្យមរបស់វា ដែលបានពីរូបទី ៤.៨ គឺ

$$h_f = 4.5 + \frac{3.5}{2} = 6.25 \text{ in.}$$

សាកល្បងដែកទាញធម្មតា #6 (dia. 12.7mm) ចំនួន 4 បន្ថែមពីលើដែកប្រែក្នុងត្រាំង ។

2. ក្នុងត្រាំង f_{ps} នៅក្នុងដែកប្រែក្នុងត្រាំងក្រោមរេស៊ីស្តង់ធម្មតា (nominal strength) (ជំហានទី៣)

ពីឧទាហរណ៍ ៤.៩

$$f_{pe} \cong 155,000 \text{ psi}$$

$$0.5 f_{pu} = 0.5 \times 270,000 = 135,000 \text{ psi}$$

$$f_{pe} > 0.5 f_{pu}$$

ដូចនេះ យើងអាចប្រើ ACI approximate procedure ដើម្បីកំណត់ f_{ps} ។

(A) Bonded case

ប្រសិនបើគេមិនស្គាល់ទីតាំងអ័ក្សណឺត ដំបូងគេត្រូវវិភាគវាជាមុខកាត់ចតុកោណសិន ។ ពីសមីការ 4.51

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left[\rho_p \frac{f_{pu}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] \right)$$

$$\frac{f_{py}}{f_{pu}} = \frac{229,500}{270,000} = 0.85 \quad \text{ប្រើ} \quad \gamma_p = 0.40$$

$$A_{ps} = 13 \times 0.153 = 1.99 \text{ in.}^2$$

$$A_s = 4 \times 0.44 = 1.76 \text{ in.}^2$$

$$\rho_p = \frac{A_{ps}}{bd_p} = \frac{1.99}{18 \times 36.16} = 0.0032$$

$$\omega = \frac{A_s}{bd} \times \frac{f_y}{f'_c} = \frac{1.76}{18 \times 37.6} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.00132$$

សម្រាប់ $\omega' = 0$.

$$f_{ps} = 270,000 \left(1 - \frac{0.40}{0.80} \left[0.0032 \times \frac{270,000}{5,000} + \frac{37.6}{36.16} (0.00132) \right] \right)$$

$$= 270,000 \times 0.897 = 242,190 \text{ psi} (1,670 \text{ MPa})$$

$$a = \frac{1.99 \times 242,190 + 1.76 \times 60,000}{0.85 \times 5,000 \times 18} = 7.68 \text{ in.} > h_f = 6.25 \text{ in.}$$

ដូចនេះ អ័ក្សណឺតស្ថិតនៅខាងក្រៅស្លាប ហើយគេត្រូវវិភាគវាជាមុខកាត់មានស្លាប (អក្សរ T) ។ ដោយប្រើទទឹងទ្រនុង b_w ។

$$\rho_p = \frac{A_{ps}}{b_w d_p} = \frac{1.99}{6 \times 36.16} = 0.0092$$

$$\omega_w = \frac{A_s}{b_w d} \times \frac{f_y}{f'_c} = \frac{1.76}{6 \times 37.6} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.0936$$

$$f_{ps} = 270,000 \left(1 - \frac{0.40}{0.80} \left[0.0092 \times \frac{270,000}{5,000} + \frac{37.6}{36.16} (0.0936 - 0) \right] \right)$$

$$= 189,793 \text{ psi} (1,309 \text{ MPa})$$

$$A_{pw} f_{ps} = A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - 0.85 f'_c (b - b_w) h_f$$

$$= 1.99 \times 189,793 + 1.76 \times 60,000 - 0.85 \times 5,000(18 - 6) \times 6.25$$

$$= 377,688 + 105,600 - 318,750 = 164,538lb$$

$$a = \frac{164,538}{0.85 \times 5,000 \times 6} = 6.45in.(16.4cm)$$

3. បេតុងស្តង់ដារម៉ូឌុលធម្មតាដែលអាចមាន (ជំហានទី៤ ដល់ទី៨)

$$\begin{aligned} M_n &= A_{pw} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y (d - d_p) + 0.85 f'_c (b - b_w) h_f \left(d_p - \frac{h_f}{2} \right) \\ &= 164,538 \left(36.16 - \frac{6.45}{2} \right) + 1.76(60,000)(37.6 - 36.16) \\ &\quad + 0.85(5,000)(18 - 6) \times 6.25 \left(36.16 - \frac{6.25}{2} \right) = 16,071,226in.-lb(1,816kN.m) \\ &< M_n \text{ ដែលត្រូវការ } = 16,562,000in.-lb(1,871kN.m) \end{aligned}$$

ដូចមុខកាត់នេះមិនគ្រប់គ្រាន់ទេ ។

បន្តការសាកល្បង និងកែតម្រូវមួយទៀតដោយប្រើដែកធម្មតាច្រើនជាងមុន ។ សាកល្បង

#8(dia. 25mm) ចំនួន 4 . $A_s = 3.16in.^2(25cm^2)$ ។ យើងមាន

$$\omega_w = \frac{3.16}{6 \times 37.6} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.17$$

ដោយអោយ $f_{ps} = 179,068psi$ និង $A_{pw} f_{ps} = 227,195lb(1010kN)$, ដូចនេះ

$$a = \frac{227,195}{0.85 \times 5,000 \times 6} = 8.9in.(22.6cm)$$

$$\begin{aligned} M_n &= 227,195 \left(36.16 - \frac{8.9}{2} \right) + 3.16(60,000)(37.6 - 36.16) \\ &\quad + 0.85(5,000)(18 - 6) \times 6.25 \left(36.16 - \frac{6.25}{2} \right) \end{aligned}$$

$$= 18,007,283in.-lb(2035kN.m) > M_n \text{ ដែលត្រូវការ } = 16,562,000in.-lb \text{ O.K.}$$

ដូចនេះ ប្រើដែកធម្មតា 4#8 នៅសរសៃខាងក្រោម ហើយទទួលយកការគណនាសម្រាប់ករណី bonded ។

(b) Nonbonded Case

$$\text{ផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់} = \frac{65 \times 12}{40} = 19.5 < 35$$

ដូចនេះ ពីសមីការ 4.52a

$$\begin{aligned} f_{ps} &= f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{100\rho_p} = 155,000 + 10,000 + \frac{5,000}{100 \times 1.99 / (6 \times 36.16)} \\ &= 170,451psi(1,175MPa) \end{aligned}$$

ចំណាំថា នៅទីនេះគេប្រើ $b_w = 6in$. សម្រាប់ ρ_p ដោយសារគេដឹងហើយថាមុខកាត់ធ្វើការជាលក្ខណៈមុខកាត់មានស្នាប (ដោយសារអ័ក្សណឺតស្ថិតនៅខាងក្រោមស្នាប) ។ ដូចនេះ

$$f_{ps} = 170,451psi(1,175MPa)$$

1. ជ្រើសរើសដែកធម្មតា

សាកល្បងដែកធម្មតា 4#8 ដើម្បីទប់ទល់ផ្នែកខ្លះរបស់ម៉ូម៉ង់មេគុណៈ

$$A_s = 4 \times 0.79 = 3.16in.^2(19.8cm^2)$$

$$A_{pw} f_{ps} = 1.99 \times 170,451 + 3.16 \times 60,000 - 0.85 \times 5,000(18 - 6)6.25$$

$$= 210,047lb$$

$$a = \frac{A_{pw} f_{ps}}{0.85 f'_c b_w} = \frac{210,047}{0.85 \times 5,000 \times 6} = 8.24in.(20.9cm)$$

2. រស្មីស្តង់ដារម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន (ជំហានទី៤ ដល់ទី៨)

ពិសមីការ 4.48,

$$\begin{aligned} M_n \text{ ដែលអាចមាន} &= 210,047 \left(36.16 - \frac{8.24}{2} \right) + 3.16 \times 60,000(37.6 - 36.16) \\ &\quad + 0.85 \times 5,000(18 - 6) \times 6.25 \left(36.16 - \frac{6.25}{2} \right) \\ &= 17,537,057in.-lb(1981kN.m) \\ &< M_n \text{ ដែលត្រូវការ} = 16,562,000in.-lb \text{ O.K.} \end{aligned}$$

(c) ត្រួតពិនិត្យការកំណត់របស់ដែក

1. ដែកអប្បបរមា

ពិសមីការ 4.25 ម៉ូម៉ង់ប្រេន M_{cr} ត្រូវបានអោយដោយ

$$M_{cr} = f_r S_b + P_e \left(e + \frac{r^2}{c_b} \right)$$

ពីឧទាហរណ៍ ៤.២, $f_r = 7.5\sqrt{5,000} = 530.3psi(3.7MPa)$ ។ ដោយសារ $S_b = 3,750in.^3$,

$e = 15in.$, $r^2 / c_b = 187.5 / 18.84 = 9.95in.$ និង $P_e = 308,255lb(1,371kN)$ យើងទទួលបាន

$$M_{cr} = 530.3 \times 3,750 + 308,255(15 + 9.95)$$

$$= 9,680,585in.-lb(1,090kN.m)$$

$$1.2M_{cr} = 1.2 \times 9,680,585 = 11,616,702in.-lb(1,313kN.m)$$

$$M_u = \phi M_n = 0.90 \times 18,026,667$$

$$= 16,224,000 \text{ in.} - \text{lb} (1,833 \text{ kN.m})$$

ចុងក្រោយ ពិសមីការ 4.54a

$$M_u > 1.2 M_{cr}$$

ដូចនេះ តម្រូវការដែកអប្បបរមាត្រូវបានបំពេញសម្រាប់ករណី bonded និង nonbonded ។

2. សន្ទស្សន៍ដែកអនុញ្ញាតអតិបរមា (maximum allowable reinforcement index)

$$\text{Max. Allow. } \omega_p = 0.36 \beta_1 = 0.36 \times 0.80 = 0.288$$

(បម្រែបម្រួលរាងធៀបអប្បបរមា $\varepsilon_t = 0.005$ ត្រូវបាននឹង $0.32 \beta_1$)

$$\omega_p \text{ ជាក់ស្តែង} = \rho_p (f_{ps} / f'_c) = 0.0032 \times \frac{170,451}{5,000} = 0.109$$

$$\omega \text{ ជាក់ស្តែង} = \rho (f_y / f'_c) = \frac{3.96}{18 \times 37.6} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.0702$$

$$\text{ដូចនេះ } \omega_p + \omega = 0.109 + 0.0702 = 0.1862 < 0.288 \quad \text{O.K.}$$

ដូចនេះ ទទួលយកការគណនាដែលប្រើមុខកាត់បេតុងនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.២ ដោយដាក់បន្ថែមដែកធម្មតា 4#8 នៅផ្នែករងការទាញ។ ចំណាំថា non-bonded section ដែលមានក្រឡាផ្ទៃដែកធម្មតាដូចគ្នាមានរេស៊ីស្តង់ម្យ៉ាងតូចជាង bonded section ដែលដូចការរំពឹងទុក ។

ប្រសិនបើ គេប្រើ $f'_c = 6,000 \text{ psi}$ សម្រាប់ការគណនានៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះ គេនឹងត្រូវការដែកធម្មតាតិចជាង ។

ចំណេទ

4.1. សិក្សាគណនាផ្ទឹមអក្សរ I រងកុងត្រាំងជាមុន សម្រាប់ករណីបន្ទុកធ្វើការ (service load) និងបន្ទុកគណនា (ultimate load) ដើម្បីទ្របន្ទុកថេរ $750 \text{ plf} (10.95 \text{ kN} / \text{m})$ និងបន្ទុកអថេរធ្វើការ $1,500 \text{ plf} (21.90 \text{ kN} / \text{m})$ នៅលើល្វែងទម្រសាមញ្ញប្រវែង $50 \text{ ft} (15.2 \text{ m})$ ។ សន្មតថាលក្ខណៈមុខកាត់គឺ $b = 0.5h$, $h_f = 0.2h$ និង $b_w = 0.40b$ ដោយប្រើទិន្នន័យខាងក្រោម៖

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 28.5 \times 10^6 \text{ psi} (196 \times 10^3 \text{ MPa})$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ស្រាល}$$

$$f'_{ci} = 3,500 \text{ psi} (24.1 \text{ MPa})$$

$$f_t = 12\sqrt{f'_c} \text{ ដោយសន្មតភាពជាបមិនមានគ្រោះថ្នាក់}$$

គួរគន្លងលំអិត (ដោយរួមបញ្ចូលទាំងដៃកតំបន់ anchorage) និងតម្រូវការប្រែក្នុងត្រាំងសម្រាប់ (a) ករណីកាបប្រែក្នុងត្រាំងត្រង់ និង (b) សម្រាប់ harped tendon នៅត្រង់ចំណុចមួយភាគបីល្វែងជាមួយនឹងចំណាកផ្ចិតចុងស្ងួន ។ សន្មតកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុប 22% ។

4.2. ដោះស្រាយចំណេទ 4.1 ប្រសិនបើផ្ទឹមរងប្រែក្នុងត្រាំងជាមុន ហើយ tendon មានលក្ខណៈ draped ។ ប្រើបម្រែបម្រួលរាងធៀបត្រូវគ្នា (strain compatibility) ដើម្បីកំណត់តម្លៃកុងត្រាំងរបស់កាប f_{ps} នៅ nominal strength ។ គណនាសរសៃដែកនៅតំបន់ anchorage ដោយ strut-and-tie method ។

4.3. ផ្ទឹមដំបូលប្រែក្នុងត្រាំងអក្សរ T ខុប ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី P.4.3 ។ វាមានប្រវែងល្វែង $74 \text{ ft} (22.6 \text{ m})$ និងទ្របន្ទុកអថេរ និងបន្ទុកថេរ $60 \text{ psf} (2,873 \text{ Pa}; W_{SD} = 25 \text{ psf})$ ។ វាក៏ទ្រកម្រាលបេតុងផ្ទៃខាងលើកម្រាល $2 \text{ in.} (5.1 \text{ cm})$ ផងដែរ ។ សិក្សាគណនាដែកប្រែក្នុងត្រាំង និងចំណាកផ្ចិតសមស្រប ដោយប្រើ 270-grade prestressing strands ($f_{pu} = 1,862 \text{ MPa}$) ជាមួយនឹងកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុប 20% ។ ប្រើភាគរយដែកពង្រឹងសមស្របសម្រាប់កំហាតបង់ដោយផ្អែកនៅស្ថានភាពកំណត់នៃការបាក់ ។ ដោយសន្មតថា strand ត្រូវបាន harped នៅកណ្តាលល្វែង ចូរគូរលំអិតពីការដាក់ដែកដោយរួមបញ្ចូលទាំង strand ក្នុងតំបន់ anchorage ។ ដូចគ្នា ចូរគូរការបែងចែកកុងត្រាំងសម្រាប់ដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកផ្សេងៗ ។ គេអោយទិន្នន័យដូចខាងក្រោម៖

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi stress-relieved strands} (1,862 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 28 \times 10^6 \text{ psi} (193 \times 10^3 \text{ MPa})$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

f'_c សម្រាប់កម្រាលផ្ទៃលើ = 3,000 psi (20.7 MPa) បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$f'_{ci} = 4,000 \text{ psi}$

$V / S = 1.79 \text{ in.}$

$e_c = 17.71 \text{ in.}$

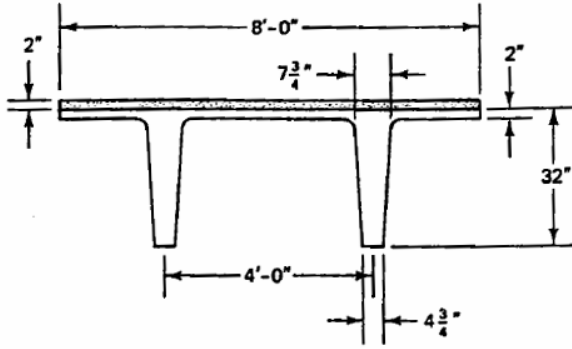


Figure P4.3 Double-T cross section.

	ដែលគ្មានកម្រាលផ្ទៃខាងលើ	ដែលមានកម្រាលផ្ទៃខាងលើ
A_c	$567 \text{ in.}^2 (3,658 \text{ cm}^2)$	-
I_c	$55,464 \text{ in.}^4$	$71,886 \text{ in.}^4$
c_b	21.21 in.	23.66 in.
c_t	10.79 in.	10.34 in.
S_b	$2,615 \text{ in.}^3$	$3,038 \text{ in.}^3$
S^t	$5,140 \text{ in.}^3$	$6,952 \text{ in.}^3$
W_D	591 plf	791 plf

4.4. រ៉ូតស្ថានមានល្វែងសាមញ្ញ 55 ft (16.8 m) ។ វាបង្កើនការសរុបដែលដាក់ពីលើ 4,600 plf

(67.2 kN / m) ។ សិក្សាគណនាមុខកាត់ជា post-tensioned bonded beam ដោយប្រើមុខកាត់ស្តង់ដារ

AASHTO ជាមួយនឹង tendon មានគន្លងរាងប៉ារ៉ាបូល ។ សន្ទត់កម្រាលចាក់នៅនឹងកន្លែងកម្រាល 7 in. ពីលើ

ផ្ទៃដែលមានគំលាត 7'-6" ពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។

$f_{pu} = 270,000 \text{ psi}$ stress relieved (1,862 MPa)

$E_{ps} = 28 \times 10^6 \text{ psi} (193 \times 10^3 \text{ MPa})$

$f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa})$ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

f'_c សម្រាប់កម្រាល = 3,000 psi (20.7 MPa) បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$f'_{ci} = 4,000 \text{ psi} (27.6 \text{ MPa})$

សិក្សាគណនាមុខកាត់ស្ថានជាកម្រាលគ្មានទម្រ សម្រាប់លក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការ និងបន្ទុកមេគុណ ហើយលំអិតសរសៃដែកទាំងអស់ដោយរួមបញ្ចូលទាំងដែកតំបន់ anchorage និងដែករងការទាញធម្មតា។ សន្មតថា ផ្ទៃមន្ទះមានមុខកាត់ថេរ ហើយសម្រាប់ការវិភាគនៅស្ថានភាពបាក់ កំណត់ក្នុងត្រាំង f_{ps} នៅត្រង់ nominal strength ដោយ (a) ដំណើរការដោះស្រាយដោយលក្ខណៈប្រហាក់ប្រហែលរបស់ ACI និង (b) ភាពត្រូវគ្នានៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប (strain compatibility) ។ សន្មតកំហាតប្រែក្នុងត្រាំងសរុប 20% ។ សិក្សាគណនាមុខកាត់ដែកនៅតំបន់ anchorage ដោយ strut-and-tie method និងប្រៀបធៀបលទ្ធផលរបស់វាជាមួយនឹងលទ្ធផលដែលទទួលបានដោយប្រើវិធីវិភាគអេឡាស្ទិចលីនេអ៊ែរ (linea elastic analysis approach) ។

4.5. ដោះស្រាយចំណោទ 4.4 ប្រសិនបើ draped tendon ជា nonbonded ហើយប្រៀបធៀបដំណោះស្រាយទាំងពីរ ។ ប្រើវិធី tie-and-strut ដើម្បីដោះស្រាយរកដែកតំបន់ anchorage ។ សន្មតថា tendon ត្រូវបាន draped នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង ។

V. ការគណនាស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ និងស៊ីស្តង់កម្លាំងរងរង Shear and Torsion Strength Design

៥.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

ជំពូកនេះនឹងពណ៌នាពីដំណើរការសិក្សាគណនាមុខកាត់បេតុងប្រកុងត្រាំងដើម្បីទប់ទល់កម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរងរងដែលកើតពីកម្លាំងអនុវត្តន៍ខាងក្រៅ។ ដោយសារស៊ីស្តង់ទាញរបស់បេតុងខ្សោយជាងស៊ីស្តង់សង្កត់របស់វា ការសិក្សាគណនាសម្រាប់កម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរងរងក្លាយជាឿងសំខាន់សម្រាប់គ្រប់ប្រភេទគ្រឿងបង្កើនបេតុងទាំងអស់។

ការបែងចែករវាងការបាក់របស់ឆ្នើមបេតុងប្រកុងត្រាំងក្រោមអំពើកម្លាំងកាត់ ឬបន្ទុកកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរងរង គឺខុសពីការបាក់ក្រោមអំពើកម្លាំងពត់បង្គោល។ វាបាក់យ៉ាងលឿនដោយមិនបានប្រកាសអាសន្នជាមុនគ្រប់គ្រាន់ ហើយស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងដែលកើតមានមានទំហំធំជាងស្នាមប្រេះដោយសារអំពើកម្លាំងពត់បង្គោល។ ទាំងកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរងរងបង្កើតជាកុងត្រាំងកាត់។ កុងត្រាំងនេះអាចបង្កើតជាកុងត្រាំងទាញមេ (principal tensile stress) នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ដែលអាចនឹងមានតម្លៃធំជាងស៊ីស្តង់ទាញរបស់បេតុង។ ចំណាំថា ប្លង់កោងរងការបាក់ដោយការរងរងគឺបណ្តាលមកពីម៉ូម៉ង់រងរងដែលបាក់បន្ថែមពីលើ។ កុងត្រាំងនៅក្នុងឆ្នើមធម្មតាមិនត្រឹមតែកើតឡើងដោយសារកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ (direct shear) ឬកម្លាំងរងរងសុទ្ធ (pure torsion) ប៉ុណ្ណោះទេ ប៉ុន្តែវាក៏កើតឡើងដោយសារបន្ទុកកម្លាំង និងម៉ូម៉ង់ខាងក្រៅ។ កម្លាំងទាំងនោះបង្កើតអោយមានកុងត្រាំងទាញអង្កត់ទ្រូង (diagonal tension stress) ឬកុងត្រាំងកាត់ដោយសារការបង្គោល (flexural shear stress) នៅក្នុងអង្កត់។ កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ ឬកុងត្រាំងរងរងសុទ្ធកើតមានតែនៅក្នុងប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កើនប៉ុណ្ណោះ ដូចជាករណី corbel ឬ bracket ដែលពាក់ព័ន្ធនឹងកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ ឬ cantilever balcony ដែលទាក់ទងជាពិសេសនឹងកម្លាំងរងរងសុទ្ធនៅលើឆ្នើមទម្រ។

៥.២. ការធ្វើការរបស់ឆ្នើមរូបធាតុសាច់មួយក្រោមអំពើកម្លាំងកាត់

Behavior of Homogeneous Beams in Shear

ពិចារណាធាតុអនុតូចពីរ A_1 និង A_2 របស់ឆ្នើមចតុកោណនៅក្នុងរូបទី ៥.១ (a) ដែលផលិតពីសម្ភារៈដែលជារូបធាតុសាច់មួយ (homogeneous), រូបធាតុស្មើសាច់ (isotropic) និង linearly elastic។ រូបទី ៥.២ (b) បង្ហាញពីការពង្រាយកុងត្រាំងពត់ និងការពង្រាយកុងត្រាំងកាត់លើកម្ពស់របស់មុខកាត់។ កុងត្រាំងទាញកែង

(tensile normal stress) f_t និងក្នុងត្រាំងកាត់ v ជាតម្លៃនៅក្នុងធាតុ A_1 នៅលើកាត់ប្លង់ $a-a$ ត្រង់ចម្ងាយ y ពីអ័ក្សណឺត។

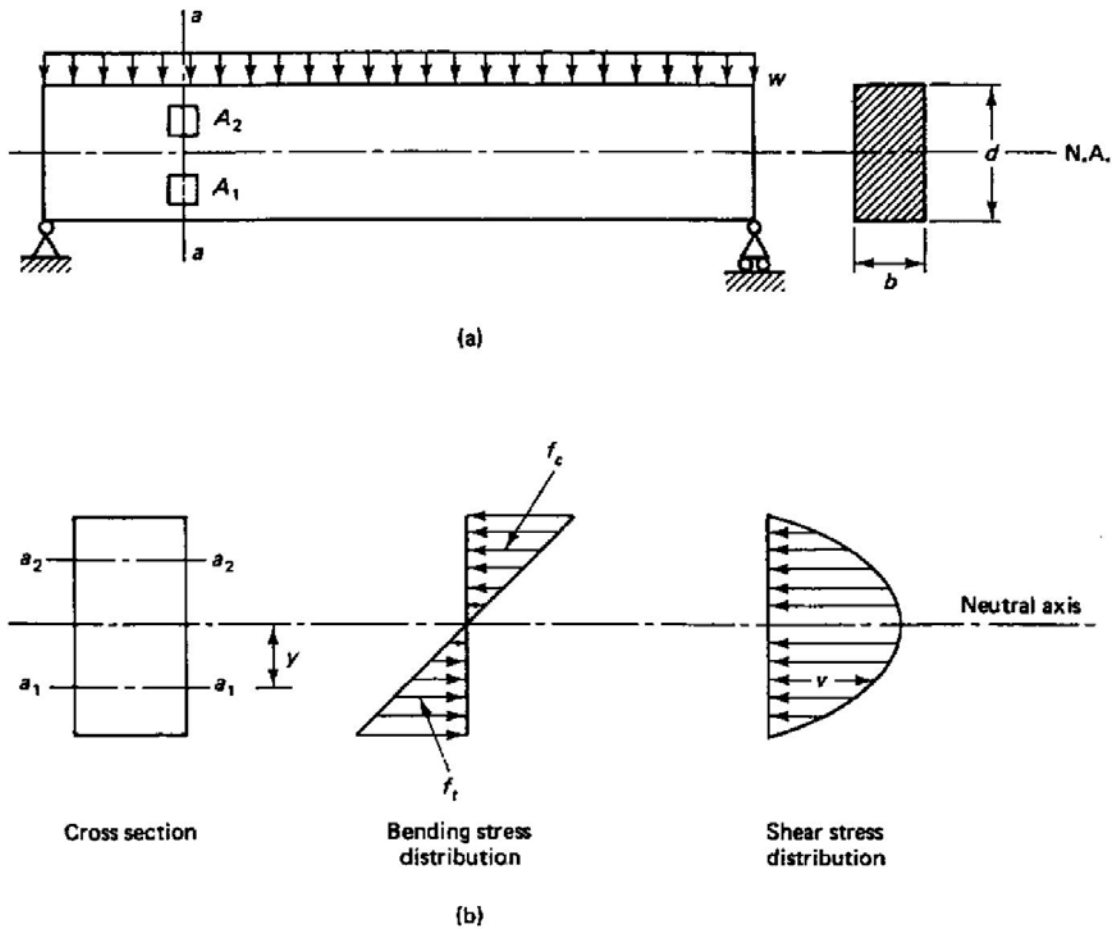


Figure 5.1 Stress distribution for a typical homogeneous rectangular beam.

ពីគោលការណ៍ classical មេកានិច គេអាចសរសេរក្នុងត្រាំងកែង (normal stress) f និងក្នុងត្រាំងកាត់ v សម្រាប់ធាតុ A_1 ដូចខាងក្រោម៖

$$f = \frac{My}{I} \quad (5.1)$$

$$\text{និង} \quad v = \frac{VA\bar{y}}{Ib} = \frac{VQ}{Ib} \quad (5.2)$$

ដែល M និង V = ម៉ូម៉ង់ពត់ និងកម្លាំងកាត់នៅត្រង់មុខកាត់ $a-a$

A = ក្រឡាផ្ទៃរបស់មុខកាត់នៅត្រង់ប្លង់ដែលកាត់តាមទីប្រជុំទម្ងន់របស់ធាតុ A_1

y = ចម្ងាយពីធាតុអនុតូចទៅអ័ក្សណឺត

$\bar{y}$ = ចម្ងាយពីទីប្រជុំទម្ងន់របស់ A ទៅអ័ក្សណិត

I = ម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់

Q = ម៉ូម៉ង់ស្តាទិចរបស់ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់ដែលនៅពីខាងលើ ឬពីខាងក្រោមអ័ក្សណិត

b = ទទឹងរបស់ផ្ទៃ

រូបទី ៥.២ បង្ហាញពីកុងត្រាំងខាងក្នុងដែលមានអំពើលើធាតុអនន្តតូច A_1 និង A_2 ។ ដោយប្រើរង្វង់ម៉ូ (Mohr's circle) នៅក្នុងរូបទី ៥.២(b) កុងត្រាំងមេសម្រាប់ធាតុ A_1 នៅក្នុងតំបន់ទាញខាងក្រោមអ័ក្សណិតក្លាយជា

$$f_{t(\max)} = \frac{f_t}{2} + \sqrt{\left(\frac{f_t}{2}\right)^2 + v^2} \quad \text{កុងត្រាំងទាញមេ} \quad (5.3a)$$

$$f_{c(\max)} = \frac{f_t}{2} - \sqrt{\left(\frac{f_t}{2}\right)^2 + v^2} \quad \text{កុងត្រាំងសង្កត់មេ} \quad (5.3b)$$

និង

$$\tan 2\theta_{\max} = \frac{v}{f_t/2}$$

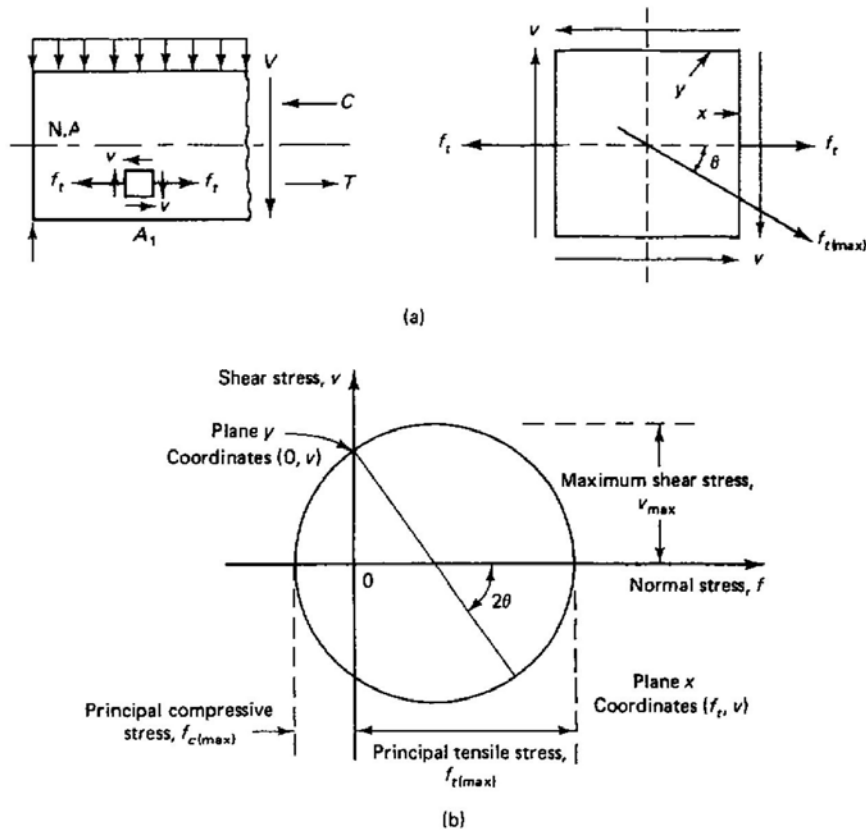


Figure 5.2 Stress state in elements A_1 and A_2 . (a) Stress state in element A_1 . (b) Mohr's circle representation, element A_1 . (c) Stress state in element A_2 . (d) Mohr's circle representation, element A_2 .

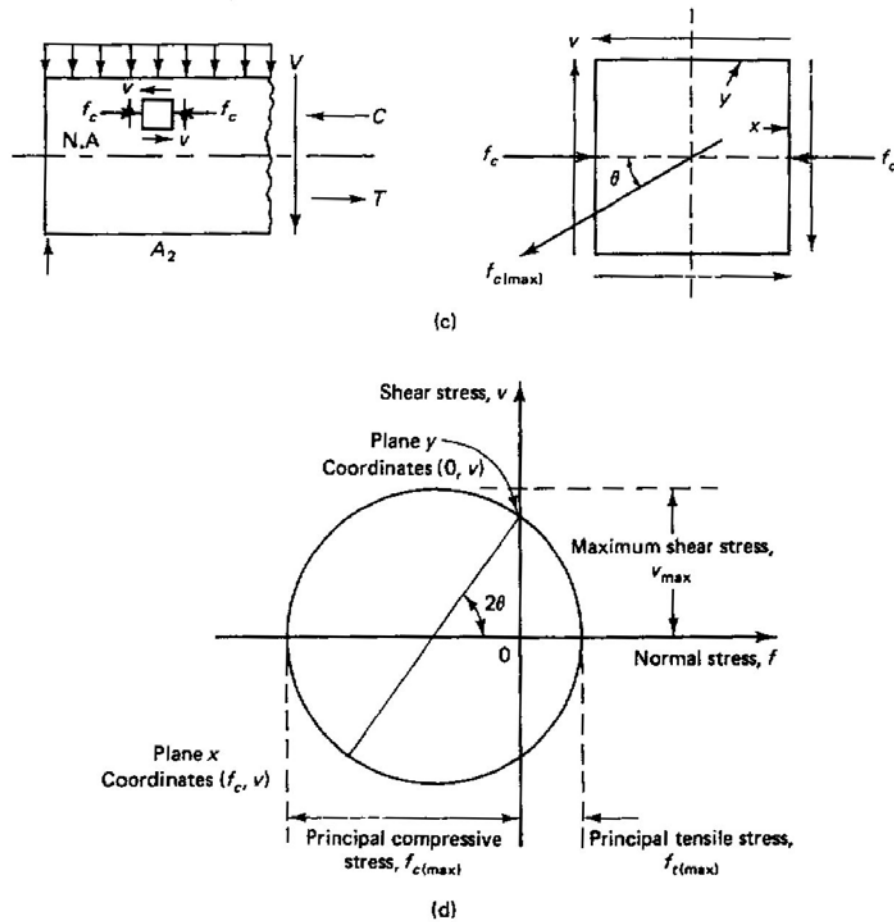


Figure 5.2 Continued

៥.៣. ការធ្វើការបស់ឆ្នើមបេតុងអារម៉េដែលមិនមែនជាប្រភេទសាច់មួយ

Behavior of Concrete Beams as Nonhomogeneous Sections

ការធ្វើការបស់ឆ្នើមបេតុងអារម៉េ និងឆ្នើមបេតុងប្រេកុងត្រាំងខុសពីឆ្នើមដែក ដែលរេស៊ីស្តង់ទាញរបស់បេតុងមានតម្លៃប្រហែលមួយភាគដប់នៃរេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុង។ រេស៊ីស្តង់សង្កត់ f_c នៅក្នុងឆ្នើម A_2 នៃរូបទី ៥.២(b) ដែលនៅខាងលើអ័ក្សកើតការពារប្រេះ ដោយសារកុងត្រាំងមេអតិបរមានៅក្នុងឆ្នើមអន្តរក្នុងកុងត្រាំងសង្កត់។ សម្រាប់ឆ្នើម A_1 ដែលនៅខាងក្រោមអ័ក្សកើត កុងត្រាំងមេអតិបរមាជាកុងត្រាំងទាញ ដូចនេះវានឹងកើតមានស្នាមប្រេះ។ ដោយសារម៉ូម៉ង់ពត់ ដូចគ្នានឹងកុងត្រាំងទាញថយចុះ ហើយកុងត្រាំងកាត់កើនឡើងក្នុងទិសដៅទៅរកទម្រ នោះកុងត្រាំងទាញមេ $f_{t(max)}$ នឹងធ្វើអំពើលើប្លង់ប្រហែល 45° ត្រង់មុខកាត់ក្បែរទម្រ ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.៣។ ដោយសាររេស៊ីស្តង់ទាញរបស់បេតុងតូច ស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងកើតមានតាមប្លង់កែងនឹងប្លង់នៃកុង

ត្រាំងទាញមេ ហើយស្នាមប្រេះនេះគេអោយឈ្មោះថា ស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងទាញ (diagonal tension crack) ។ ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះបែបនេះពីទីកន្លែងចំហ (opening) គេត្រូវដាក់ដែកទាញអង្កត់ទ្រូងពិសេស ។

ប្រសិនបើគេសន្មត់ f_t ដែលនៅក្បែរទម្រង់រូបទី ៥.៣ ស្មើសូន្យ នោះធាតុអនុគូធនឹងស្ទើរក្លាយទៅជា ស្ថានភាពនៃកុងត្រាំងកាត់សុទ្ធ ហើយកុងត្រាំងទាញមេដែលប្រើសមីការ 5.3a នឹងស្មើនឹងកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ v នៅលើប្លង់ 45° ។ វាជាកុងត្រាំងទាញអង្កត់ទ្រូងដែលបង្កអោយមានស្នាមប្រេះទ្រេត ។

ការយល់យ៉ាងច្បាស់លាស់ពី correct shear mechanism នៅក្នុងបេតុងអារម៉េនៅមិនទាន់គ្រប់គ្រាន់ នៅឡើយទេ ។ ប៉ុន្តែ វិធីនៃ ACI-ASCE Joint Committee 426 ផ្តល់នូវគោលការណ៍មូលដ្ឋានដែលបានពី លទ្ធផលនៃការពិសោធយ៉ាងច្រើនសន្លឹកសន្លាប់ ។

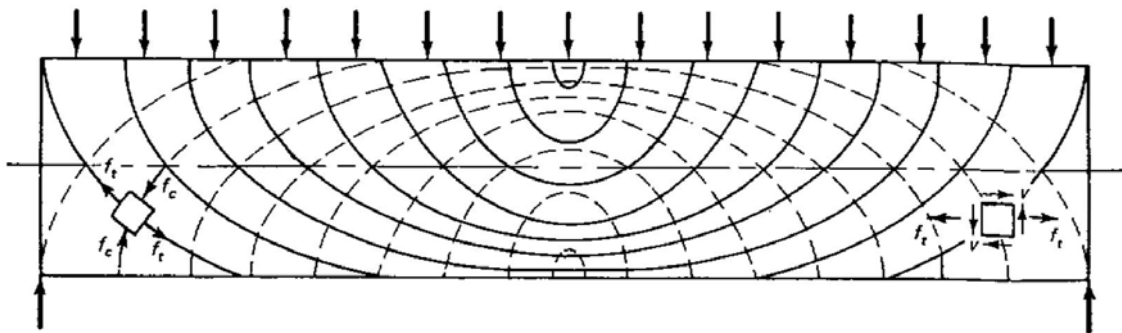


Figure 5.3 Trajectories of principal stresses in a homogeneous isotropic beam. Solid lines are tensile trajectories, dashed lines are compressive trajectories.

៥.៤. ឆ្នឹមបេតុងដែលគ្មានដែកទាញអង្កត់ទ្រូង

Concrete Beams without Diagonal Tension Reinforcement

នៅក្នុងតំបន់នៃម៉ូម៉ង់ពិតធំ ស្នាមប្រេះកើតមានស្ទើរតែកែងនឹងអ័ក្សរបស់ឆ្នឹម ។ ស្នាមប្រេះទាំងនេះមាន ឈ្មោះថា ស្នាមប្រេះពត់បង្កោង (flexural crack) ។ នៅក្នុងតំបន់កម្លាំងកាត់ធំ ដោយសារកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង ស្នាមប្រេះទ្រេតកើតមានបន្តពី flexural crack ហើយត្រូវបានគេហៅថាស្នាមប្រេះកម្លាំងកាត់បង្កោង (flexural shear crack) ។ រូបទី ៥.៤ បង្ហាញពីប្រភេទស្នាមប្រេះដែលរំពឹងនឹងកើតមាននៅក្នុងបេតុងអារម៉េដោយមាន ឬ គ្មានដែកទាញអង្កត់ទ្រូងគ្រប់គ្រាន់ ។

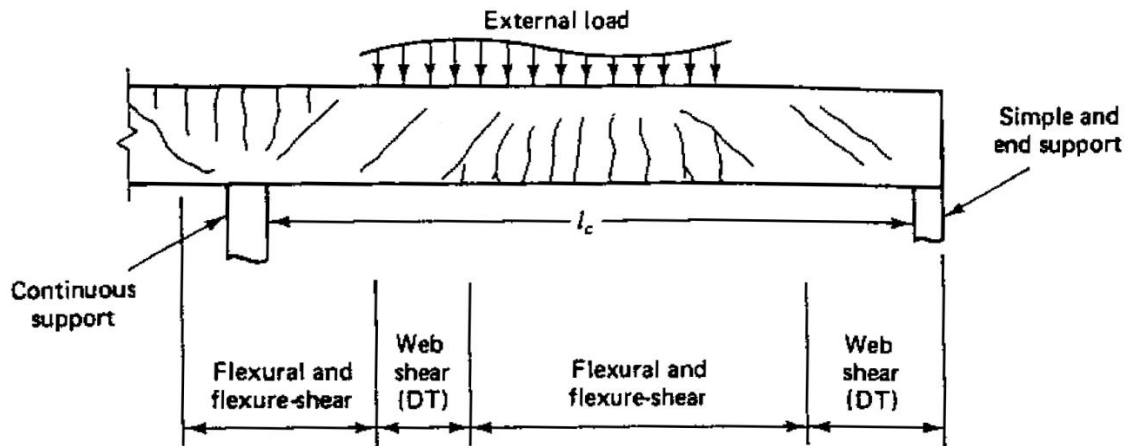


Figure 5.4 Crack categories.

នៅក្នុងផ្ទៃប្រកុងត្រាំង មុខកាត់ស្ទើរតែរកឃើញក្នុងត្រាំងសង្កត់ទាំងអស់ក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ (service load) ។ ពីរូបទី ៥.២ (c) និង (d) ក្នុងត្រាំងមេសម្រាប់ធាតុ A_2 គឺ

$$f_{t(\max)} = -\frac{f_c}{2} + \sqrt{(f_c/2)^2 + v^2} \quad \text{ក្នុងត្រាំងទាញមេ} \quad (5.4a)$$

$$f_{c(\max)} = -\frac{f_c}{2} - \sqrt{(f_c/2)^2 + v^2} \quad \text{ក្នុងត្រាំងសង្កត់មេ} \quad (5.4b)$$

និង

$$\tan 2\theta_{\max} = \frac{v}{f_c/2}$$

៥.៤.ក. គំរូបាក់របស់ផ្ទៃដែលគ្មានដែកទាញអង្កត់ទ្រូង

Modes of Failure of Beams without Diagonal Tension Reinforcement

ផលធៀបល្វែងកាត់លើកម្ពស់ (slenderness ratio) របស់ផ្ទៃកំណត់នូវគំរូបាក់របស់ផ្ទៃ ។ រូបទី ៥.៥ បង្ហាញពីការបាក់សម្រាប់ដែកកំណត់នៃ slenderness ratio ផ្សេងៗ ។ ប្រវែងល្វែងកម្លាំងកាត់ (shear span) a សម្រាប់បន្ទុកចំណុចជាមួយរវាងចំណុចនៃការអនុវត្តបន្ទុក និងផ្នែកនៃទម្រង់ ។ សម្រាប់បន្ទុកពង្រាយ shear span l_c ជា clear beam span ។ ជាគោលការណ៍ គំរូនៃការបាក់មានបីបែបគឺ ការបាក់ដោយការបង្កោង (flexural failure), ការបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង (diagonal tension failure) និងការបាក់ដោយបន្ទុកការកាត់ និងការសង្កត់ (shear compression failure or web shear) ។ ផ្ទៃកាន់តែស្រាវ ការធ្វើការរបស់វាកាន់តែខិតទៅរកលក្ខណៈបង្កោងដូចការរៀបរាប់ខាងក្រោម ។

៥.៤.ខ. ការបាក់ដោយការពត់បង្គោង (Flexural Failure [F])

សម្រាប់ flexural failure ស្នាមប្រេះច្រើនតែឈរលើប្រវែងមួយភាគបីផ្នែកកណ្តាលរបស់ផ្ទាំង ហើយកែងទៅនឹងខ្សែនៃកុងត្រាំងមេ។ ស្នាមប្រេះនេះកើតពីកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ v តូច និងកុងត្រាំងពត់ f ធំដែលបង្កើតនូវកុងត្រាំងមេ $f_{t(max)}$ ស្ទើរតែដេក។ នៅក្នុងគំរូបាក់បែបនេះស្នាមប្រេះបញ្ឈប់តូចប៉ុនសរសៃសក់ចាប់ផ្តើមកើតមាននៅតំបន់កណ្តាលល្វែងក្រោមអំពើរបស់បន្ទុកត្រឹម 50% នៃ failure load ។ ដោយសារបន្ទុកខាងក្រៅកើនឡើង ស្នាមប្រេះបន្ថែមកើតមាននៅតំបន់កណ្តាលរបស់ល្វែង ហើយស្នាមប្រេះដំបូងរីកធំ ហើយមានទិសដៅឆ្ពោះទៅរកអ័ក្សណ្តើត ជាមួយនឹងការកើនឡើងភាពងាប់របស់ផ្ទាំងគួរអោយកត់សំគាល់។ ប្រសិនបើផ្ទាំងនេះជា under-reinforced member ការបាក់របស់វាកើតឡើងក្នុងលក្ខណៈ ductile ដោយ longitudinal flexural reinforcement ធ្វើការទៅដល់ yield ។ ការធ្វើការប្រភេទនេះផ្តល់នូវការប្រកាសអាសន្ននៃការរលំរបស់ផ្ទាំង។ ផលធៀបល្វែងកាត់លើកម្ពស់សម្រាប់ការធ្វើការនេះមានតម្លៃធំជាង 5.5 សម្រាប់ករណីបន្ទុកចំណុច និងធំជាង 16 សម្រាប់បន្ទុកពង្រាយ។

៥.៤.គ. ការបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង

Diagonal Tension Failure [Flexure shear, FS]

ការបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងកើតមានប្រសិនបើស៊ីស្តង់កម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងរបស់ផ្ទាំងតូចជាងស៊ីស្តង់ពត់បង្គោងរបស់វា។ ផលធៀបល្វែងកាត់លើកម្ពស់មានតម្លៃកណ្តាលដែលប្រែប្រួលចន្លោះ 2.5 ទៅ 5.5 សម្រាប់ករណីបន្ទុកចំណុច។ គេគិតផ្ទាំងបែបនេះជា intermediate slenderness ។ ស្នាមប្រេះចាប់ផ្តើមជាមួយការកើតឡើងនៃ flexural crack បញ្ឈប់រលើងនៅកណ្តាលល្វែង និងបន្តដោយការបាក់បង់ភាពស្លឹករវាងដែកជាមួយនឹងបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញវានៅត្រង់ទម្រង់។ បន្ទាប់មកទៀត ដោយមិនមានការប្រកាសអាសន្នគ្រប់គ្រាន់ពីការកើតមានការបាក់ ស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងពីរ ឬបីកើតមាននៅត្រង់ប្រហែល $1.5d$ ទៅ $2d$ នៃចម្ងាយពីផ្ទៃនៃទម្រង់ក្នុងករណីផ្ទាំងបេតុងអារម៉េ និងជាទូទៅកើតមានត្រង់ប្រហែលមួយភាគបួននៃល្វែងក្នុងករណីផ្ទាំងប្រេកុងត្រាំង។ នៅពេលដែលវានៅជិតប៉េរ ស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងមួយក្នុងចំណោមនោះរីកហើយជាស្នាមប្រេះទាញអង្កត់ទ្រូងមេ ហើយលាតសន្ធឹងទៅរកសរសៃសង្កត់ខាងលើរបស់ផ្ទាំង ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.៥(b) និង ៥.៥(c) ។ ចំណាំថា flexural crack មិនលាតរីករាលដាលទៅរកអ័ក្សណ្តើតនៅក្នុងករណីគំរូបាក់ស្រួយបែបនេះទេ។ គំរូបាក់នេះមានភាពងាប់តូចជាងគំរូបាក់លើកមុននៅពេលបាក់។

ទោះបីជាកម្លាំងកាត់ខាងក្រៅអតិបរមានៅត្រង់ទម្រង់ក្តី ទីតាំងគ្រោះថ្នាក់របស់កុងត្រាំងទាញមេអតិបរមាមិនស្ថិតនៅត្រង់ទម្រង់ទេ។ វាត្រូវបានកាត់បន្ថយនៅត្រង់មុខកាត់នោះ ដោយសារកម្លាំងសង្កត់ធំរបស់ដែកប្រេកុង

ត្រាំងបន្ថែមពីលើកម្លាំងសង្កត់បញ្ជូននៃប្រតិកម្មរបស់ផ្ទៃនៅត្រង់ទម្រង់។ វាជាមូលហេតុដែលស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងដែលនៅជិតបំផុតមានទីតាំងឆ្ងាយចូលមកក្នុងល្វែងប្រហែលមួយភាគបួននៃល្វែងសម្រាប់ផ្ទៃប្រកុងត្រាំងដែលមានស្លាប ហើយទីតាំងនេះអាស្រ័យនឹងទំហំនៃកម្លាំងប្រកុងត្រាំង និងភាពប្រែប្រួលរបស់ចំណាកផ្ចិត។ ជារួម diagonal tension failure ជាលទ្ធផលនៃបន្ទុករបស់កុងត្រាំងពិត និងកុងត្រាំងកាត់ ដោយគិតនូវការចូលរួមរបស់បង្គុំបញ្ជូនរបស់កម្លាំងប្រកុងត្រាំង និងត្រូវបានកត់សំគាល់ដោយស្នាមប្រេះបង្កោង និងស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូង។ ជាការប្រសើរ គេហៅវាថា flexure shear សម្រាប់ផ្ទៃប្រកុងត្រាំង ហើយវាមានលក្ខណៈងាយស្រួលពន្យល់ជា web shear ដែលនឹងរៀបរាប់នៅពេលបន្ទាប់។

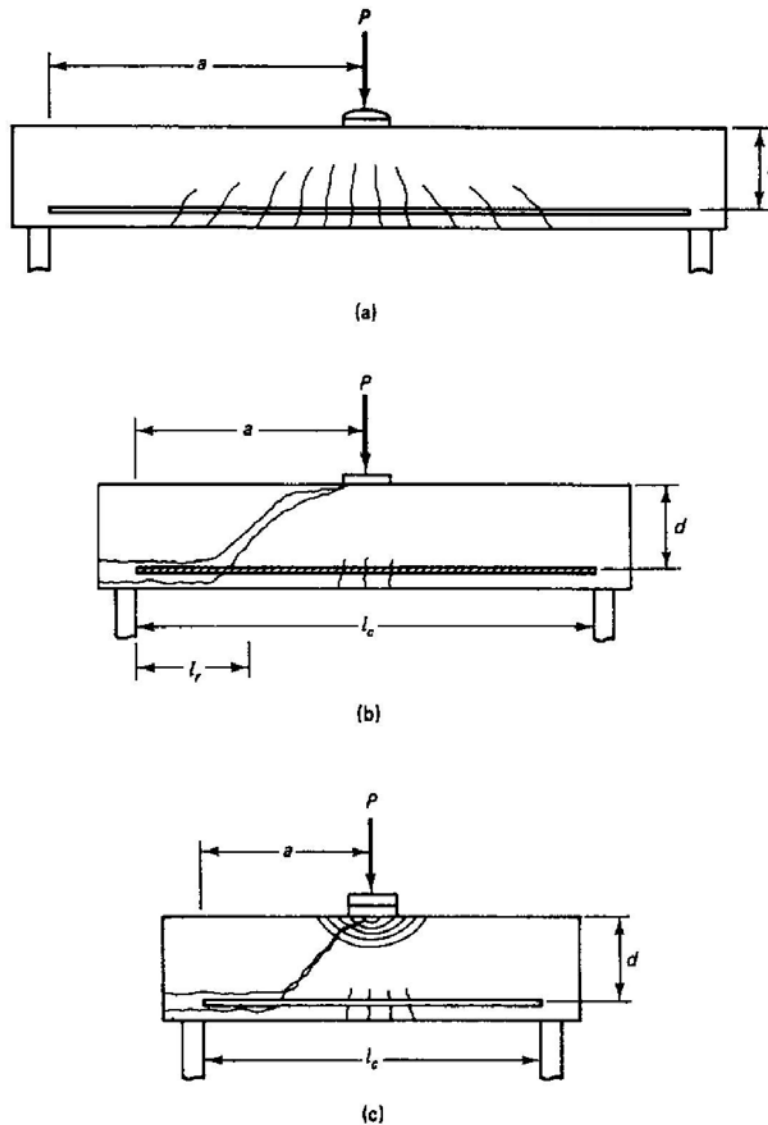


Figure 5.5 Failure patterns as a function of beam slenderness. (a) Flexural failure. (b) Diagonal tension failure (flexure shear). (c) Shear compression failure (web shear).

៥.៥.ឃ. ការបាក់ដោយបន្ទុកកាត់ និងការសង្កត់

Shear Compression Failure [Web Shear, WS]

ផ្ទឹមដែលប្រឈម shear compression failure តែងមានផលធៀបល្វែងកាត់លើកម្ពស់ 2.5 សម្រាប់ ករណីបន្ទុកចំណុច និងតូចជាង 5.0 សម្រាប់បន្ទុកពង្រាយ ។ ដូចក្នុងករណីការបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង ស្នាមប្រេះដោយសារការពត់ស្ទើងៗមួយចំនួនចាប់ផ្តើមកើតមាននៅកណ្តាលល្វែង ហើយបញ្ឈប់ការរីករាលដាល ដោយសារការបាក់បង់ភាពស្ថិតរវាងដែកបណ្តោយជាមួយនឹងបេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញវានៅត្រង់ទម្រ ។ បន្ទាប់មក ស្នាមប្រេះទ្រេតដែលមានលក្ខណៈចោតជាងស្នាមប្រេះក្នុងករណីការបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងកើតឡើង ភ្លាមៗ និងបន្តរីករាលដាលទៅរកអ័ក្សណិត ។ អត្រានៃការរីករាលដាលរបស់វាត្រូវបានកាត់បន្ថយដោយសារការបែក របស់បេតុងនៅលើសរសៃសង្កត់ខាងលើ និងការបែងចែកក្នុងត្រាំងឡើងវិញនៅក្នុងតំបន់ខាងលើ ។ ការបាក់ភ្លាមៗ កើតឡើងដោយសារស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងមេរួមផ្សំនឹងតំបន់បេតុងបែក ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត ៥.៥(c) ។ គេគិត ថាការបាក់ប្រភេទនេះមានលក្ខណៈមិនសូវស្រួលដូចការបាក់ដោយសារ diagonal tension failure ដោយសារ ការពង្រាយក្នុងត្រាំងឡើងវិញ ។ ជាការពិត វាជាប្រភេទនៃការបាក់ដែលមានលក្ខណៈស្រួលដោយមានការប្រកាស អាសន្នដែលមានដែនកំណត់ ហើយគេត្រូវជៀសវាងការសិក្សាគណនាបែបនេះដាច់ខាត ។

ផ្ទឹមបេតុងមិនមានលក្ខណៈសាច់មួយ (homogeneous) ហើយជាទូទៅការពង្រាយរេស៊ីស្តង់របស់បេតុង នៅលើល្វែងទាំងមូលមានលក្ខណៈមិនស្មើគ្នាទេ ។ ដូចនេះ គេមិនអាចរំពឹងពីការកើតឡើងនៃស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូង នៅលើចុងទាំងសង្វាងរបស់ផ្ទឹមបានទេ ។ ហើយដោយសារលក្ខណៈទាំងនេះ ការបន្សុំជាន់គ្នានៃការបាក់ដោយការ ពត់ និងការបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង ជាមួយនឹងការបាក់ដោយសារកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង និងការបាក់ ដោយបន្ទុកកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងសង្កត់អាចកើតមាននៅពេលផលធៀបល្វែងកាត់លើកម្ពស់ជាន់គ្នា ។ ប្រសិនបើ គេដាក់ដែកកម្លាំងកាត់ (shear reinforcement) សមស្រប គេអាចកាត់បន្ថយការបាក់ដោយលក្ខណៈស្រួលរបស់ អង្កត់ដេកជាមួយនឹងថវិការបន្ថែមតិចតួច ។

ការបាក់ភាគច្រើនតែងតែបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង ដែលជាបន្ទុកនៃទ្វីពលរបស់ការពត់បង្កោង និងការកាត់ ។ ប្រភេទនៃការបាក់ដោយបន្ទុកកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងសង្កត់ (ជាលទ្ធផលនៃការបែកនៃផ្ទៃសង្កត់ខាង លើរបស់បេតុង និងការបាក់បង់លទ្ធភាពទប់ទល់កម្លាំងពត់) នាំដល់ការបែងចែកស្នាបរងការទាញចេញពីទ្រុង សម្រាប់មុខកាត់មានស្នាបដោយសារស្នាមប្រេះទ្រេតលាតសន្ធឹងទៅរកទម្រ ។ ការបែកនៃផ្ទឹមរបស់មុខកាត់ធ្វើ អោយផ្ទឹមធ្វើការដូចនឹងធ្នូ (tied arch) ។ ជាការប្រសើរ គេគួរហៅប្រភេទនៃការបាក់នេះថា ការបាក់ទ្រុងដោយ កម្លាំងកាត់ (web-shear failure) សម្រាប់ផ្ទឹមប្រកុងត្រាំង គេចាំបាច់កំណត់លទ្ធភាពនៃបន្ទុកកម្លាំងពត់ និង កម្លាំងកាត់និង លទ្ធភាពកម្លាំងកាត់ទ្រុងរបស់មុខកាត់ត្រង់ទីតាំងគ្រោះថ្នាក់ដើម្បីកំណត់រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់

របស់មុខកាត់បេតុង ។

ការបែងចែកក្នុងត្រាំងកាត់តាមទិសដេកអតិបរមានៅក្នុងមុខកាត់ប្រែរបស់មុខកាត់មានស្លាបត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៦ ។ ដោយសារការផ្លាស់ប្តូរទទឹងមុខកាត់យ៉ាងរហ័សនៅត្រង់ជ្រុង A ដូចនេះគេចាំបាច់ត្រួតពិនិត្យលទ្ធភាពរបស់មុខកាត់នៅត្រង់ទីតាំងគ្រោះថ្នាក់តាមបណ្តោយល្វែង ជាពិសេសសម្រាប់ការបាក់ទ្រនុងដោយសារកម្លាំងកាត់ (web-shear failure) ។

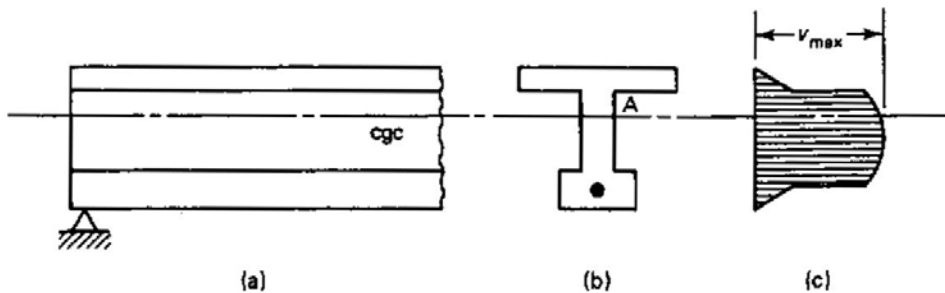


Figure 5.6 Maximum horizontal shear stress distribution across depth. (a) Beam elevation. (b) Beam cross section. (c) Shear stress.

៥.៥. ក្នុងត្រាំងកាត់ និងក្នុងត្រាំងមេនៅក្នុងធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំង

Shear and Principal Stresses in Prestressed Beams

ដូចដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៥.៤ flexure shear នៅក្នុងធ្នឹមបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងរួមបញ្ចូលទាំងឥទ្ធិពលនៃកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងសង្កត់ដែលអនុវត្តពីខាងក្រៅ ។ បង្កកម្លាំងបញ្ឈររបស់កម្លាំងដែកប្រែក្នុងត្រាំងកាត់បន្ថយក្នុងត្រាំងបញ្ឈរដែលកើតឡើងដោយបន្ទុកទទឹងអ័ក្សខាងក្រៅ (external transverse load) ហើយ net transverse load ដែលធ្នឹមត្រូវទទួលបានតម្លៃតូចគួរអោយកាត់សំគាល់សម្រាប់ធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងជាងសម្រាប់ធ្នឹមបេតុងអារម៉េ ។

លើសពីនេះ កម្លាំងសង្កត់របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង (ទោះបីនៅក្នុងករណី straight tendon) កាត់បន្ថយឥទ្ធិពលរបស់ tensile flexural stresses យ៉ាងច្រើន ដូចនេះការរីករាលដាលនៃ flexural cracking និងទំហំនៃ flexural cracking នៅក្នុងធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានកាត់បន្ថយ ។ ជាលទ្ធផល កម្លាំងកាត់ និងក្នុងត្រាំងមេនៅក្នុងធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងមានតម្លៃតូចជាងកម្លាំងកាត់ និងក្នុងត្រាំងមេនៅក្នុងធ្នឹមបេតុងអារម៉េខ្លាំងណាស់ ។ ដូចនេះសមីការមូលដ្ឋានដែលបង្កើតឡើងសម្រាប់កម្លាំងកាត់នៅក្នុងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងមានលក្ខណៈដូចគ្នានឹងសមីការមូលដ្ឋានដែលបង្កើតឡើងសម្រាប់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង ។ រូបទី ៥.៧ បង្ហាញពីការចូលរួមរបស់បង្កបញ្ឈររបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងផ្នែកដែលមិនមានលំនឹង ឬកម្លាំងកាត់បញ្ឈរ V ភាគច្រើនដែលកើតដោយបន្ទុកទទឹងអ័ក្សខាងក្រៅ ។ កម្លាំងកាត់សុទ្ធ (net shearing force) V_c ដែលទប់ទល់ដោយបេតុងគឺ

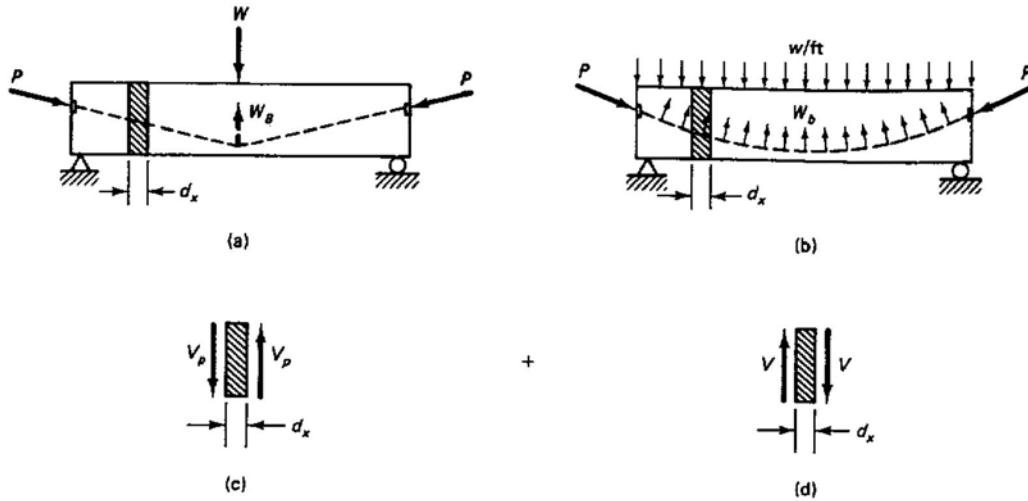


Figure 5.7 Balancing load to counteract vertical shear. (a) Beam with harped tendon. (b) Beam with draped tendon. (c) Internal shear vector V_p due to prestressing force P on infinitesimal element dx . (d) Internal shear vector V due to external load W on infinitesimal element dx .

$$V_c = V - V_p \quad (5.5)$$

ពិសមីការ 5.2 ក្នុងត្រង់កាត់ឯកតាសុទ្ធ v នៅត្រង់កម្ពស់ណាក៏ដោយរបស់មុខកាត់គឺ

$$v_c = \frac{V_c Q}{Ib} \quad (5.6)$$

ការបែងចែកក្នុងត្រង់សរសៃសង្កត់ f_c ដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់ពត់ខាងក្រៅគឺ

$$f_c = -\frac{P_e}{A_c} \pm \frac{P_e e c}{I_c} \mp \frac{M_{TC}}{I_c} \quad (5.7)$$

ហើយពិសមីការ 5.4a ក្នុងត្រង់ទាញមេគី

$$f'_t = \sqrt{(f_c/2)^2 + v_c^2} - \frac{f_c}{2} \quad (5.8)$$

៥.៥.ក. Flexural-Shear Strength

ដើម្បីសិក្សាគណនាសម្រាប់កម្លាំងកាត់ គេចាំបាច់កំណត់ថា តើ flexural shear ឬ web shear លុបដើម្បីធ្វើការជ្រើសរើសរស្មីស្តង់កាត់ V_c របស់បេតុង។ ស្នាមប្រេះទ្រូតដែលមានលំនឹង (inclined stabilized crack) នៅចម្ងាយ $d/2$ ពី flexural crack ដែលកើតមាននៅពេលរង first cracking load នៅក្នុងករណី flexure shear ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៨។ ប្រសិនបើ កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពជា d_p (កម្ពស់ពីសរសៃសង្កត់ទៅទីប្រជុំ

ទម្ងន់របស់ដែកប្រកុងត្រាំងបណ្តោយ) បម្រែបម្រួលម្ល៉ឹងរវាងមុខកាត់ 2 និង 3 គឺ

$$M - M_{cr} \cong \frac{Vd_p}{2} \quad (5.9a)$$

ឬ

$$V = \frac{M_{cr}}{M/V - d_p/2} \quad (5.9b)$$

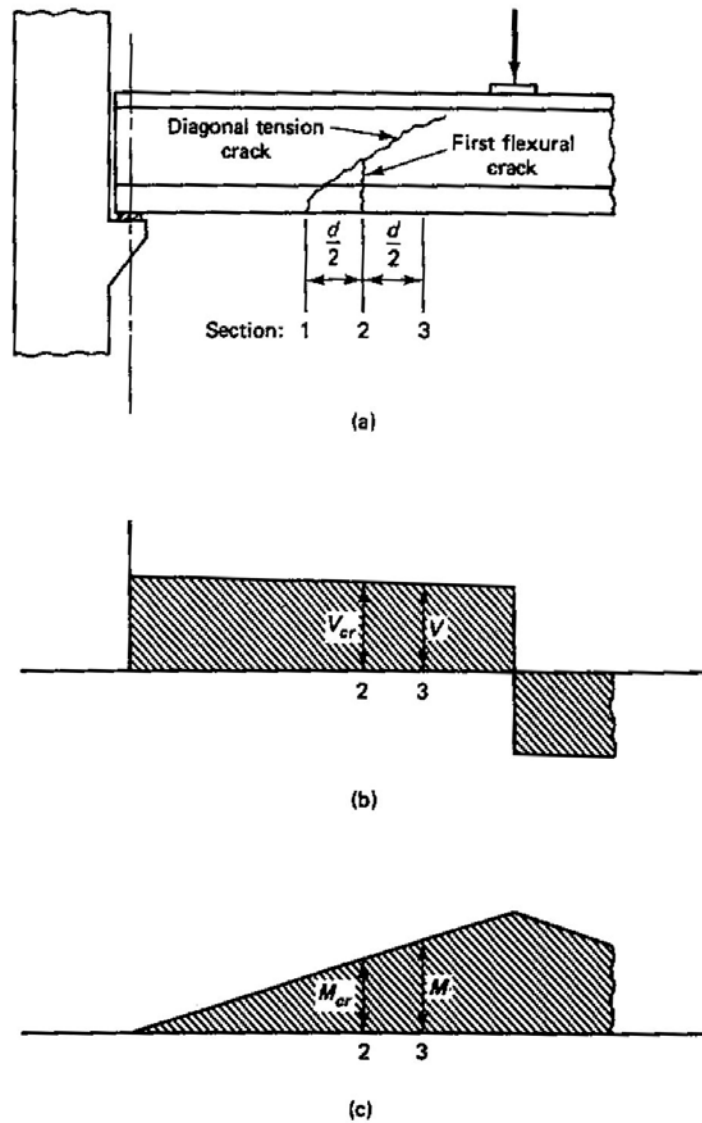


Figure 5.8 Flexure-shear crack development. (a) Crack pattern and types. (b) Shear diagram due to external load with frictional shear force V_{cr} ordinate at section 2. (c) Moment diagram with first cracking moment M_{cr} ordinate at section 2.

ដែល V ជាកម្លាំងកាត់នៅត្រង់មុខកាត់ដែលពិចារណា។ លទ្ធផលនៃការពិសោធជាច្រើនបានបង្ហាញថាគេត្រូវការកម្លាំងកាត់បញ្ឈប់បន្ថែមដែលមានទំហំ $0.6b_w d_p \sqrt{f'_c}$ សម្រាប់ខ្នាត US និង $b_w d_p \sqrt{f'_c} / 20$ សម្រាប់ខ្នាត SI ដើម្បីធ្វើអោយមានស្ថាប័នប្រេះទ្រូតនៅក្នុងរូបទី ៥.៨ ពេញលេញ។ ដូចនេះ កម្លាំងកាត់បញ្ឈប់សរុបដែលធ្វើអំពើនៅត្រង់ប្លង់លេខ ២ របស់រូបទី ៥.៨ គឺ

$$V_{ci} = \frac{M_{cr}}{M/V - d_p/2} + 0.6b_w d_p \sqrt{f'_c} + V_d \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.10)$$

$$V_{ci} = \frac{M_{cr}}{M/V - d_p/2} + \frac{b_w d_p \sqrt{f'_c}}{20} + V_d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល V_d ជាកម្លាំងកាត់បញ្ឈប់ដែលបណ្តាលពីទម្ងន់ផ្ទាល់។ បង្កប់បញ្ឈប់ V_p របស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងមិនត្រូវបានគិតបញ្ចូលនៅក្នុងសមីការ 5.10 ទេ ដោយសារវាមានទំហំតូចជាងបណ្តោយមុខកាត់ល្វែងដែលដៃកប្រែក្នុងត្រាំងមិនចោតខ្លាំង។

តម្លៃរបស់ V នៅក្នុងសមីការ 5.10 គឺជាកម្លាំងកាត់មេគុណ V_i នៅត្រង់មុខកាត់ដែលពិចារណាដែលបណ្តាលពីបន្ទុកខាងក្រៅដែលកើតឡើងតំណាលគ្នាជាមួយនឹងម៉ូម៉ង់អតិបរមា $M_{\max}$ ដែលកើតឡើងនៅត្រង់មុខកាត់នោះ

$$V_{ci} = 0.6\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p - V_d + \frac{V_i}{M_{\max}}(M_{cr}) \geq 1.7\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.11)$$

$$V_{ci} = \frac{\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p}{20} - V_d + \frac{V_i}{M_{\max}}(M_{cr}) \geq \frac{\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p}{7} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$\leq 5.0\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$\leq 0.42\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p$$

ដែល $\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

= 0.85 សម្រាប់ sand-lightweight concrete

= 0.70 សម្រាប់ all-lightweight concrete

V_d = កម្លាំងកាត់ត្រង់មុខកាត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទ្រទ្រង់ដែលគ្មានមេគុណ

V_{ci} = រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតា (nominal shear strength) ដែលផ្តល់អោយដោយបេតុងនៅពេល

ដែលស្ថាប័នប្រេះកម្លាំងទាញកើតពីបន្ទុកនៃកម្លាំងកាត់បញ្ឈប់ និងម៉ូម៉ង់

V_i = កម្លាំងកាត់មេគុណត្រង់មុខកាត់ដែលបន្ទុកខាងក្រៅកើតឡើងនៅពេលជាមួយគ្នានឹង $M_{\max}$

សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល $\lambda = f_{ct} / 6.7\sqrt{f'_c}$ សម្រាប់ខ្នាត US និង $\lambda = f_{ct} / 0.556\sqrt{f'_c}$ សម្រាប់ខ្នាត SI ប្រសិនបើតេស្តរាល់ tensile splitting strength f_{ct} ។ ចំណាំថាតម្លៃរបស់ $\sqrt{f'_c}$ មិនគួរធំជាង 100 psi (0.69MPa) ។

សមីការសម្រាប់ M_{cr} (ម៉ូម៉ង់ដែលបង្កើត flexural cracking ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកខាងក្រៅ) ត្រូវបានអោយដោយ

$$M_{cr} = \frac{I_c}{y_t} (6\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.12)$$

$$M_{cr} = \frac{I_c}{y_t} (0.5\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \quad (\text{ខ្នាត IS})$$

នៅក្នុង ACI Code គេប្រើ f_{pe} ជំនួសអោយ f_{ce}
 ដែល $f_{ce} =$ រេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុងដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយកំហាត់បង់នៅត្រង់សរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់ដែលក្នុងត្រាំងទាញត្រូវបានបង្កឡើងដោយបន្ទុកខាងក្រៅ ។
 នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់ $f_{ce} = \bar{f}_c$ ។
 $f_d =$ ក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអចេរគ្មានមេគុណនៅត្រង់សរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់ដែលបណ្តាលតែពីបន្ទុកផ្ទាល់ ដែលក្នុងត្រាំងទាញត្រូវបានបង្កដោយបន្ទុកខាងក្រៅ ។
 $y_t =$ ចម្ងាយពីអ័ក្សទីប្រជុំទម្ងន់ទៅសរសៃរងការទាញខាងក្រៅ
 ហើយ $M_{cr} =$ ផ្នែកខ្លះរបស់ម៉ូម៉ង់នៃបន្ទុកខាងក្រៅដែលបង្កអោយមានស្នាមប្រេះ ។ ជាការសម្រួល គេអាចជំនួស S_b ដោយ I_c / y_t ។

រូបទី ៥.៩ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមរបស់សមីការ 5.10 ជាមួយនឹងទិន្នន័យនៃការពិសោធន៍ ។

ចំណាំថា គេប្រើការសិក្សាគណនាដូចគ្នាដែលអនុវត្តសម្រាប់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ សម្រាប់ការសិក្សាគណនាកម្លាំងកាត់នៃមុខកាត់សមាស ។ ពីព្រោះការសិក្សាគណនាសម្រាប់កម្លាំងកាត់គឺឈរលើស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ក្រោមអំពើបន្ទុកមេគុណ ។ ទោះបីជា មុខកាត់ទាំងមូលរបស់មុខកាត់សមាសទប់ទល់នឹងកម្លាំងកាត់សមាសដូចមុខកាត់ដែលចាក់ក្នុងពេលតែមួយ (monolithic section) ក៏ដោយ ក៏ការគណនារេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ V_c គួរឈរលើលក្ខណៈរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ ដោយសាររេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ភាគច្រើនផ្តល់អោយដោយទ្រនុងរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ ។ ដូចនេះ f_{ce} និង f_d នៅក្នុងសមីការ 5.12 ត្រូវបានគណនាដោយប្រើរាងធរណីមាត្ររបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ ។

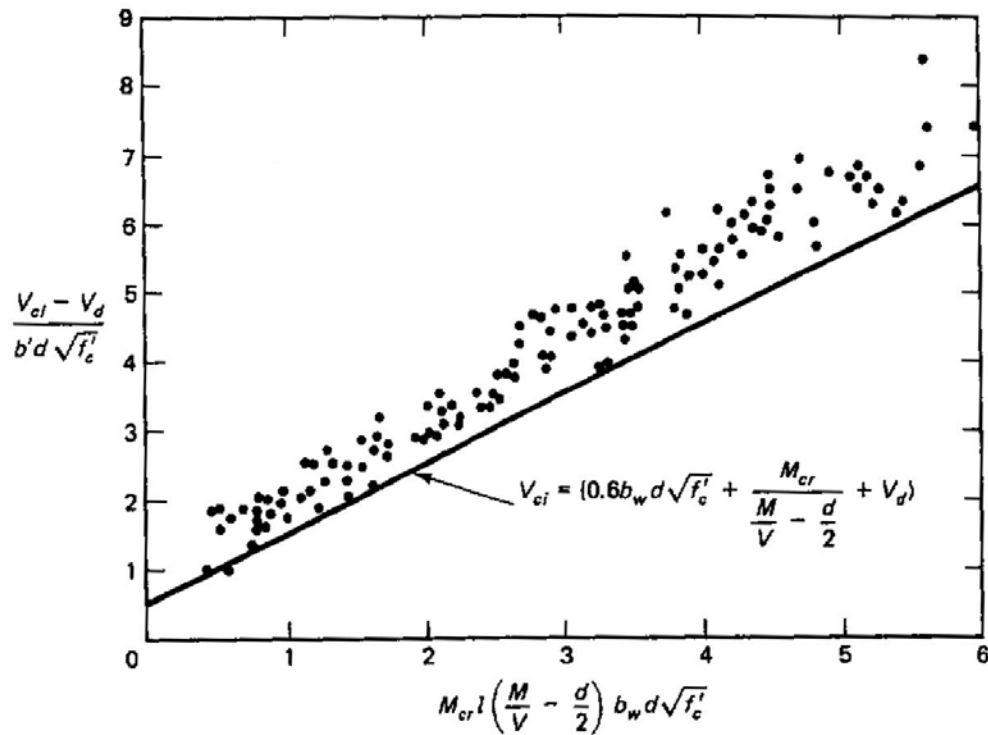


Figure 5.9 Moment-shear relationship in flexure-shear cracking.

៥.៥.២. របៀបស្វែងរកកម្លាំងកាត់ទ្រនុង (Web-Shear Strength)

ស្នាមប្រេះកម្លាំងកាត់ទ្រនុង (web-shear crack) នៅក្នុងថ្នើមប្រកុងត្រាំងកើតឡើងដោយសារកុងត្រាំងដែលមិនអាចកំណត់បាន (indeterminate stress) ដែលជាការប្រសើរ គេគួរគណនាវាដោយកុងត្រាំងទាញមេនៅត្រង់ប្លង់គ្រោះថ្នាក់ពីសមីការ 5.8 ។ គេអាចចាត់ទុកកុងត្រាំងកាត់ v_c ជាកុងត្រាំងកាត់ទ្រនុង v_{cw} និងមានតម្លៃអតិបរមានៅក្បែរទីប្រជុំទម្ងន់ cgc នៃមុខកាត់ដែលស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រនុងជាក់ស្តែងកើតមានដូចការពិសោធន៍ទៅដល់ការបាក់ជាច្រើនដែលបានបង្ហាញ ។ ប្រសិនបើគេជំនួស v_c សម្រាប់ v_{cw} និង f_c សម្រាប់ $\bar{f}_c$ (ដែលជាកុងត្រាំងបេតុង f_c ដែលបណ្តាលពីប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពនៅត្រង់នីវ៉ូ cgc) នៅក្នុងសមីការដែលអោយកុងត្រាំងទាញមេនៅក្នុងបេតុងស្មើនឹងរបៀបស្វែងរកកម្លាំងកាត់ផ្ទាល់ (direct tensile strength) ក្លាយជា

$$f'_t = \sqrt{(\bar{f}_c / 2) + v_{cw}^2} - \frac{\bar{f}_c}{2} \quad (5.13)$$

ដែល $v_{cw} = V_{cw} / (b_w d_p)$ ជាកុងត្រាំងកាត់នៅក្នុងបេតុងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទាំងអស់ដែលធ្វើអោយមាន
រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់បញ្ឈរធម្មតា V_{cw} នៅក្នុងទ្រនុង ។ ដោះស្រាយរក v_{cw} នៅក្នុងសមីការ 5.13

$$v_{cw} = f'_t \sqrt{1 + \bar{f}_c / f'_t} \quad (5.14a)$$

ដោយប្រើ $f'_t = 3.5 \sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.3 \sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ ជាតម្លៃដ៏សមរម្យសម្រាប់កុងត្រាំងកាត់ដោយឈរលើលទ្ធផល
នៃការពិសោធជាច្រើន សមីការ 5.14(a) ក្លាយជា

$$v_{cw} = 3.5 \sqrt{f'_c} \left(\sqrt{1 + \bar{f}_c / 3.5 \sqrt{f'_c}} \right) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.14b)$$

$$v_{cw} = 0.3 \sqrt{f'_c} \left(\sqrt{1 + \bar{f}_c / 0.3 \sqrt{f'_c}} \right) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែលយើងអាចសម្រួលបានដូចខាងក្រោម

$$v_{cw} = 3.5 \sqrt{f'_c} + 0.3 \bar{f}_c \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.14c)$$

$$v_{cw} = 0.3 (\sqrt{f'_c} + \bar{f}_c) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

នៅក្នុង ACI Code គេប្រើ f_{pc} ជំនួសអោយ $\bar{f}_c$ ។ និមិត្តសញ្ញាដែលប្រើនៅទីនេះគឺចង់បញ្ជាក់ថាវាជាកុងត្រាំង
នៅក្នុងបេតុងមិនមែននៅក្នុងដែកប្រកុងត្រាំងទេ ។ រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតា V_{cw} ដែលអោយដោយបេតុងនៅ
ពេលស្ថាប្រេះអង្កត់ទ្រូងកើតពីកុងត្រាំងកាត់មេដ៏ធំនៅក្នុងទ្រនុងក្លាយជា

$$V_{cw} = (3.5 \lambda \sqrt{f'_c} + 0.3 \bar{f}_c) b_w d_p + V_p \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.15)$$

$$V_{cw} = 0.3 (\lambda \sqrt{f'_c} + \bar{f}_c) b_w d_p + V_p \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល V_p = បង្កប់បញ្ឈរនៃកម្លាំងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពនៅត្រង់មុខកាត់ពិសេសដែលចូលរួមនឹងរេស៊ីស្តង់
ធម្មតាបន្ថែម

$\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា និងមានតម្លៃតូចជាងនេះសម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល

d_p = ចម្ងាយពីសរសៃសង្កត់ខាងក្រៅទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រកុងត្រាំង ឬ $0.8h$ ដោយយកមួយ
ណាដែលធំជាង

ACI Code យកតម្លៃ $\bar{f}_c$ ជាកុងត្រាំងសង្កត់ផ្ទុបរបស់បេតុងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់ ឬត្រង់
កន្លែងដែលកាត់គ្នារវាងទ្រនុង និងស្លាបនៅពេលដែលទីប្រជុំទម្ងន់ស្ថិតនៅក្នុងស្លាប ។ នៅក្នុងករណីមុខកាត់សមាស
គេគណនា $\bar{f}_c$ ដោយឈរលើកុងត្រាំងដែលកើតឡើងដោយកម្លាំងប្រកុងត្រាំង និងម៉ូម៉ង់ដែលទប់ទល់ដោយ
អង្កត់ចាក់ស្រាប់ដែលធ្វើការតែង ។ ដ្យាក្រាមនៃទំនាក់ទំនងរវាងកុងត្រាំងកាត់ទ្រនុងធម្មតា (nominal web

shear stress) v_{cw} និងក្នុងត្រាំងសង្កត់របស់បេតុងត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់ត្រូវបានអោយនៅក្នុងរូបទី ៥.១០ ។ ចំណាំថា ភាពដូចគ្នារវាងខ្សែកោងនៃសមីការ 5.14b និង c បង្ហាញថាសមីការ 5.14c ត្រូវបានកែតម្រូវពីសមីការ 5.14b ដើម្បីអោយមានលក្ខណៈបន្ទាត់ ។ Code អនុញ្ញាតអោយប្រើមេគុណ 1.0 ជំនួសអោយមេគុណ 0.3 សម្រាប់តួ ទីពីរនៃសមីការ 5.15 ។

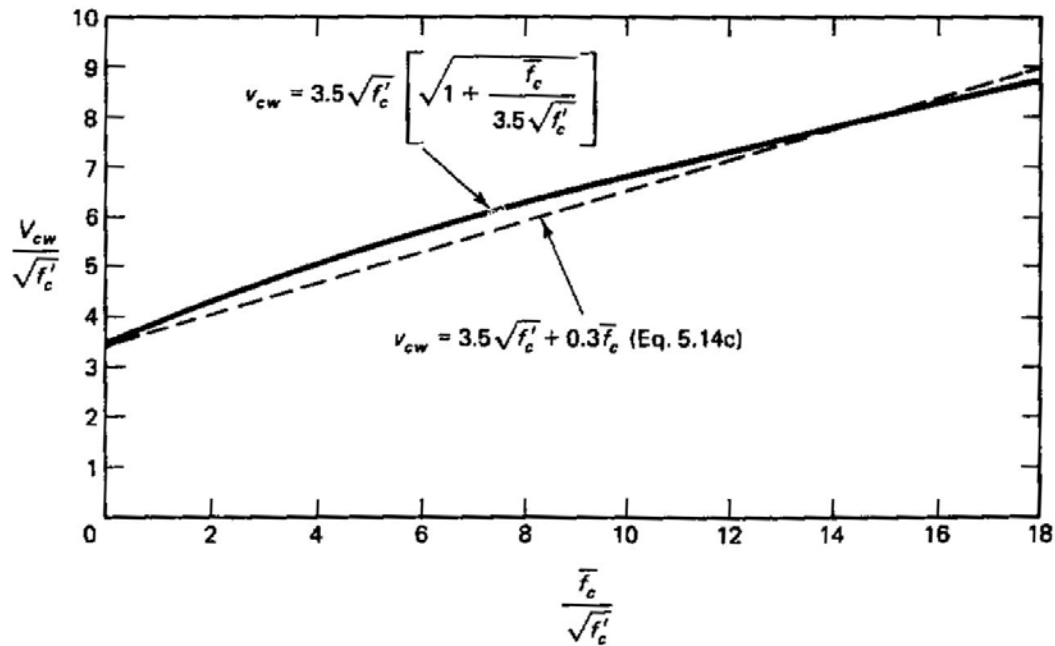


Figure 5.10 Centroidal compressive stress vs. nominal shear stress in web-shear cracking.

៥.៥.ក. ការត្រួតពិនិត្យតម្លៃរបស់ V_{ci} និង V_{cw} សម្រាប់គណនាស៊ីស្តង់បេតុងទ្រទ្រង់ V_c

Controlling Values of V_{ci} and V_{cw} for the Determination of the Web Concrete Strength V_c

ACI Code មានសមីការបន្ថែមសម្រាប់កំណត់ V_{ci} និង V_{cw} ដើម្បីជ្រើសរើសតម្លៃ V_c ដែលត្រូវការនៅក្នុងការគណនា:

- (a) នៅក្នុងអង្កត់ប្រកុងត្រាំងដែលមុខកាត់នៅចម្ងាយ $h/2$ ពីផ្ទៃនៃទម្រនៅក្បែរចុងនៃអង្កត់ជិតជាងប្រវែងផ្ទេររបស់ដែកប្រកុងត្រាំង នោះគេត្រូវពិចារណាតម្លៃប្រកុងត្រាំងកាត់បន្ថយនៅពេលគណនា V_{cw} ។ តម្លៃ V_{cw} នេះត្រូវបានគិតជាដែនអតិបរមារបស់ V_c នៅក្នុងសមីការ

$$V_{cw} = \left(0.6\lambda\sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d_p}{M_u} \right) b_w d_p \geq 2\lambda\sqrt{f'_c} b_w d_p$$

$$\leq 5\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.16)$$

$$V_{cw} = \left(0.05\lambda\sqrt{f'_c} + 5\frac{V_u d_p}{M_u} \right) b_w d_p \geq 0.2\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p$$

$$\leq 0.4\lambda\sqrt{f'_c}b_w d_p \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

តម្លៃ $V_u d_p / M_u$ មិនអាចធំជាង 1.0 ទេ ។

- (b) នៅក្នុងអង្កត់ប្រកុងត្រាំងដែល bonding របស់ tendon ខ្លះមិនបានពន្លតដល់ចុងរបស់អង្កត់ នោះគេត្រូវគិតប្រកុងត្រាំងកាត់បន្ថយនៅពេលកំណត់ V_c ដោយប្រើសមីការ 5.16 ឬប្រើតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោមតម្លៃ V_c ដែលទទួលបានពីសមីការ 5.11 និងពីសមីការ 5.15 ។ ដូចគ្នា តម្លៃរបស់ V_{cw} ដែលគណនាដោយប្រើប្រកុងត្រាំងកាត់បន្ថយត្រូវយកតម្លៃអតិបរមានៃសមីការ 5.16 ។
- (c) គេអាចប្រើសមីការ 5.16 ក្នុងការកំណត់ V_c សម្រាប់អង្កត់ដែលកម្លាំងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពមិនតូចជាង 40% នៃស៊ីស្តង់ទាញរបស់ដែករងការពត់ (flexural reinforcement) បើមិនដូចនោះទេ លុះត្រាតែគេអនុវត្តការវិភាគលំអិតដោយប្រើសមីការ 5.11 សម្រាប់ V_{ci} និងសមីការ 5.15 សម្រាប់ V_{cw} ហើយដោយជ្រើសរើសយកតម្លៃតូចជាងគេនៃតម្លៃទាំងពីរជាតម្លៃកំណត់ V_c ដើម្បីប្រើជាស៊ីស្តង់របស់ទ្រនុងក្នុងការគណនាដែកទ្រនុង ។
- (d) ប្លង់ដំបូងសម្រាប់ស៊ីស្តង់កាត់ធម្មតាដែលត្រូវការសរុប (total required nominal shear strength) $V_n = V_u / \phi$ ដែលត្រូវបានប្រើសម្រាប់គណនាដែកទ្រនុងក៏ស្ថិតនៅត្រង់ចម្ងាយ $h/2$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រ ។

៥.៦. ដែកកម្លាំងកាត់ទ្រនុង (Web-Shear Reinforcement)

៥.៦.ក. Web Steel Planar Truss Analogy

ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រនុងនៅក្នុងអង្កត់ប្រកុងត្រាំង ទោះបីកើតឡើងដោយសារ flexural-shear ឬ web-shear action ក៏ដោយ គេត្រូវដាក់ដែកពង្រឹងតាមទម្រង់នៃខ្សែជិតដែលពណ៌នាពីគន្លងរបស់កុងត្រាំងទាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៣ ។ ប៉ុន្តែដំណោះស្រាយបែបនេះត្រូវបានច្រានចោល ហើយទម្រង់ផ្សេងទៀតរបស់ដែកត្រូវបានច្នៃប្រឌិតឡើងដើម្បីទប់ទល់នឹងកុងត្រាំងទាញនៅត្រង់ប្លង់បាក់ដោយសារកម្លាំងកាត់គ្រោះថ្នាក់ (critical shear failure plane) ។

គំរូនៃការបាក់ដោយកម្លាំងកាត់ធ្វើអោយផ្ទឹមមាន stimulated arched section រងការសង្កត់នៅផ្នែកខាងលើ ហើយត្រូវបានចងភ្ជាប់គ្នានៅផ្នែកខាងក្រោមដោយដែកទាញ ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.១១(a) ។ ប្រសិនបើគេពិនិត្យតែធាតុសង្កត់ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.១១ (b) គេអាចគិតវាជាអង្កត់សង្កត់នៅក្នុង truss ត្រីកោណ

ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.១១ (c) ដែលមានពហុកោណនៃកម្លាំង C_c , T_b និង T_s ដែលតំណាងអោយកម្លាំង ដែលមានអំពើទៅលើអង្កត់របស់ truss ដូចនេះគេអាចហៅវាថា truss analogy ។ កម្លាំង C_c ជាកម្លាំងសង្កត់នៅ ក្នុង simulated concrete strut, កម្លាំង T_b ជាកំណើនកម្លាំងទាញនៃដៃទាញបណ្តោយមេ ហើយ T_s ជាកម្លាំង នៅក្នុងដៃកាត់ (bent bar) ។ រូបទី ៥.១២ (a) បង្ហាញពី analogy truss សម្រាប់ករណីនៃការប្រើដៃកកបញ្ជ្រា (vertical stirrup) ជំនួសអោយដៃកទ្រូត ជាមួយនឹងពហុកោណកម្លាំងដែលមានកម្លាំងទាញបញ្ជ្រា T_s ជំនួស អោយកម្លាំងទាញទ្រូតនៅក្នុងរូបទី ៥.១១ (c) ។

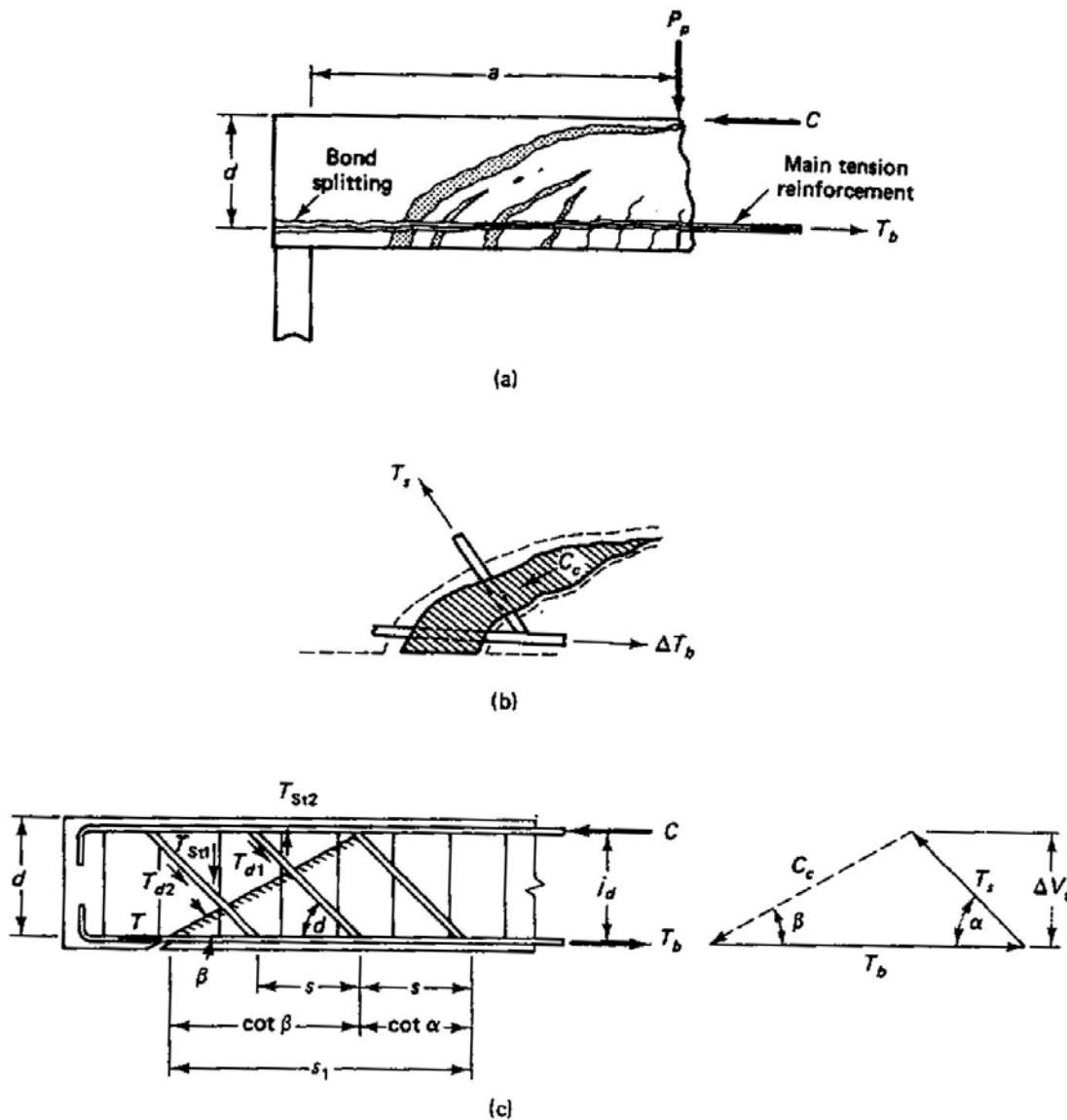


Figure 5.11 Diagonal tension failure mechanism. (a) Failure pattern. (b) Concrete simulated strut. (c) Planar truss analogy.

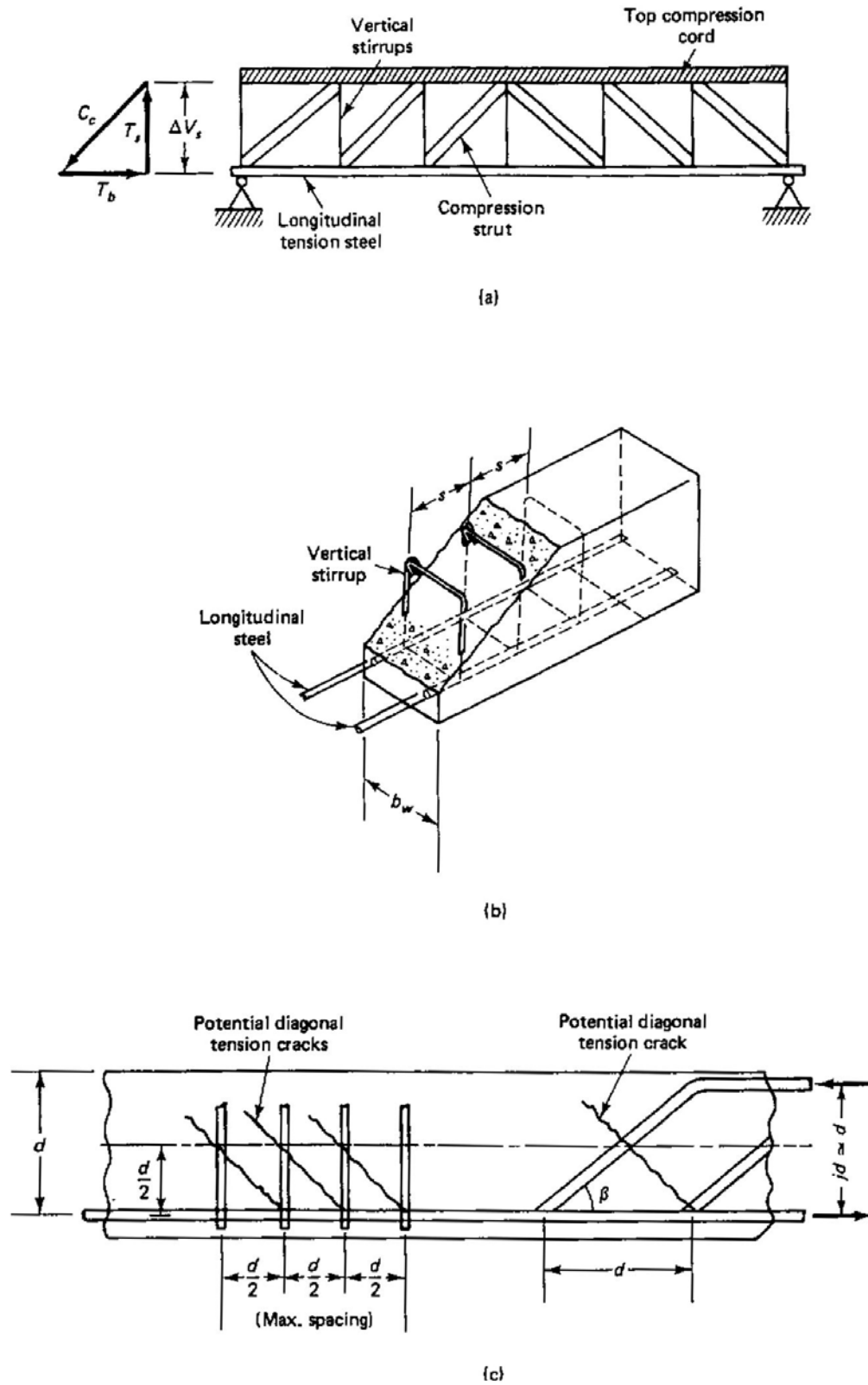


Figure 5.12 Web steel arrangement. (a) Truss analogy for vertical stirrups. (b) Three-dimensional view of vertical stirrups. (c) Spacing of web steel.

ដែកកម្លាំងកាត់មានតួនាទីសំខាន់បួន៖

- វាទប់ទល់ផ្នែកខ្លះនៃកម្លាំងកាត់មេគុណខាងក្រៅ V_u
- វាគ្រប់គ្រងការរីកធំនៃស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូង
- វាធ្វើអោយដែកបណ្តោយមេស្ថិតចំទីតាំង ដូចនេះគេអាចដាក់ដែក dowel ដែលចាំបាច់ដើម្បីទ្រទ្រង់ flexural load
- វាផ្តល់នូវ confinement ខ្លះដល់បេតុងនៅក្នុងតំបន់អង្កត់ ប្រសិនបើគេប្រើដែកកងក្នុងទម្រង់បិទជិត ។

៥.៦.២.Web Steel Planar Resistance

ប្រសិនបើ V_c (រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតានៃទ្រនុងបេតុងសុទ្ធ) មានតម្លៃតូចជាងកម្លាំងបញ្ជ្រាបសរុបធម្មតា $V_u / \phi = V_n$ គេត្រូវដាក់ដែកទ្រនុងដើម្បីទប់ទល់នូវភាពខុសគ្នានៃកម្លាំងទាំងពីរ ។ ដូចនេះ

$$V_s = V_n - V_c \quad (5.17)$$

នៅទីនេះ V_c ជាតម្លៃតូចជាងគេនៃ V_{ci} និង V_{cw} ។ គេអាចកំណត់ V_c ពីសមីការ 5.11 ឬ 5.15 ហើយគេកំណត់ V_s ពីសមីការលំនឹងនៅក្នុង analogous triangular truss ។ ពីសមីការ 5.11(c)

$$V_s = T_s \sin \alpha = C_c \sin \beta \quad (5.18a)$$

ដែល T_s ជាកម្លាំងផ្ទុបនៃដែកកងទ្រនុងទាំងអស់ដែលកែងនឹងប្លង់ស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូង ហើយ n ជាចំនួននៃគំលាត s ។ ប្រសិនបើ $s_1 = ns$ នៅក្នុងអង្កត់រងការទាញខាងក្រោមរបស់ analogous truss នោះ

$$s_1 = jd(\cot \alpha + \cot \beta) \quad (5.18b)$$

សន្មតថា ដៃឃ្លាស់ $jd \cong d$, កម្លាំងដែកកងក្នុងមួយឯកតាប្រវែងពីសមីការ 5.18a និង b ដែលមាន $s_1 = ns$ នឹងក្លាយជា

$$\frac{T_s}{s_1} = \frac{T_s}{ns} = \frac{V_s}{\sin \alpha} \frac{1}{d(\cos \alpha + \cos \beta)} \quad (5.18c)$$

ប្រសិនបើគេមានដែកកងទ្រេតចំនួន n ដែលមាន analogous truss chord ប្រវែង s_1 ហើយប្រសិនបើ A_v ជាក្រឡាផ្ទៃនៃដែកកងទ្រេតមួយ នោះ

$$T_s = nA_v f_y \quad (5.19a)$$

ដូចនេះ
$$nA_v = \frac{V_s n s}{d \sin \alpha (\cot \beta + \cot \alpha) f_y} \quad (5.19b)$$

ប៉ុន្តែគេអាចសន្មតថា នៅក្នុងករណីបាក់ដោយកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូង (diagonal tension failure) អង្កត់ទ្រូងរងការសង្កត់មានមុំ $\beta = 45^\circ$ ដូចនេះសមីការ 5.19b នឹងក្លាយជា

$$V_s = \frac{A_v f_y d}{s} [\sin \alpha (1 + \cot \alpha)]$$

ឬ
$$V_s = \frac{A_v f_y d}{s} (\sin \alpha + \cos \alpha) \quad (5.20a)$$

ដោះស្រាយរក s ដោយប្រើ $V_s = V_u - V_c$

$$s = \frac{A_v f_y d}{V_u - V_c} (\sin \alpha + \cos \alpha) \quad (5.20b)$$

ប្រសិនបើដែកទ្រនុងទ្រេតផ្គុំឡើងដោយដែកទោល ឬក្រុមនៃដែកទោលដែលដែកទាំងនោះត្រូវបានពត់ និងត្រូវបានដាក់នៅចម្ងាយដូចគ្នាពីផ្ទៃនៃទម្រ នោះ

$$V_s = A_v f_y \sin \alpha \leq 3.0 \sqrt{f'_c} b_w d \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_s = A_v f_y \sin \alpha \leq 0.25 \sqrt{f'_c} b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ប្រសិនបើគេប្រើដែកកងបញ្ឈរមុំ α នឹងស្មើនឹង 90° នោះគេបាន

$$V_s = \frac{A_v f_y d_p}{s} \quad (5.21a)$$

$$s = \frac{A_v f_y d_p}{(V_u / \phi) - V_c} = \frac{A_v \phi f_y d_p}{V_u - \phi V_c} \quad (5.21b)$$

នៅក្នុងសមីការ 5.21a និង b, d_p ជាចម្ងាយពីសរសៃសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតទៅកាន់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង ហើយ d ជាចម្ងាយពីសរសៃសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកធម្មតា ។ តម្លៃរបស់ d_p មិនត្រូវតូចជាង $0.80h$ ទេ ។

៥.៦.គ. ដែនកំណត់នៃទំហំ និងគំណាតរបស់ដែកកង

Limitation on Size and Spacing of Stirrups

សមីការ 5.20 និង 5.21 អោយនូវទំនាក់ទំនងច្រាស់គ្នារវាងគំណាតដែកកង និងកម្លាំងកាត់ ឬក្នុងត្រាំងកាត់ដែលវាត្រូវទប់ទល់។ នៅពេលដែល s ថយចុះ ($V_u - V_c$) នឹងកើនឡើង។ ដើម្បីអោយដែកកងបញ្ឈប់ទប់ទល់ស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូង ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.១១ (c) គេត្រូវអនុវត្តដែនកំណត់គំណាតអតិបរមាសម្រាប់ដែកកងបញ្ឈប់ដូចខាងក្រោម៖

(a) $s_{\max} \leq \frac{3}{4}h \leq 24in.(60cm)$ ដែល h ជាកម្ពស់សរុបរបស់មុខកាត់

(b) ប្រសិនបើ $V_s > 4\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p$ (ខ្នាត US) $V_s > \lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p/3$ (ខ្នាត SI) គេត្រូវកាត់បន្ថយគំណាតអតិបរមាសរបស់ (a) ពាក់កណ្តាល ($s_{\max} \leq \frac{3}{8}h \leq 12in.(30cm)$)

(c) ប្រសិនបើ $V_s > 8\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p$ (ខ្នាត US) $V_s > 2\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p/3$ (ខ្នាត SI) គេត្រូវពង្រីកមុខកាត់។

(d) ប្រសិនបើ $V_u = \phi V_n > \phi V_c / 2$. គេត្រូវដាក់ដែកកម្លាំងកាត់អប្បបរមា។ គេគណនាក្រឡាផ្ទៃដែកអប្បបរមានេះដោយសមីការ

$$A_v = 0.75\sqrt{f'_c} \frac{b_w s}{f_y} \quad \text{ឬ} \quad A_v = \frac{50b_w s}{f_y} \quad \text{ដោយយកមួយណាដែលធំជាង}$$

ប្រសិនបើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e ធំជាង ឬស្មើនឹង 40% នៃរេស៊ីស្តង់ទាញរបស់ដែកពត់ (flexural reinforcement) នោះ

$$A_v = \frac{A_{ps} f_{pu} s}{80 f_y d} \sqrt{\frac{d_p}{b_w}} \quad (5.22b)$$

ដែលវាផ្តល់នូវ A_v អប្បបរមាត្រូវការតូចជាង ហើយដែលគេអាចប្រើវាជំនួសបាន។

(e) ដើម្បីប្រសិទ្ធភាព ដែកទ្រនុងត្រូវតែមានប្រវែងបង្កប់ (development length) ត្រូវការពេញលេញ។ នេះមានន័យថាដែកកងត្រូវពន្លតចូលទៅក្នុងផ្នែករងការសង្កត់ និងផ្នែករងការទាញរបស់មុខកាត់. ត្រូវការកម្រាស់បេតុងការពារដែក (clear concrete cover) តូច និងគេអាចប្រើទំពាក់ 90° ឬ 135° នៅក្នុងតំបន់សង្កត់។

រូបទី ៥.១៣ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមនៃការដាក់ដែកកងទ្រនុងទៅតាមតំបន់នៃប្រវែងល្វែងរបស់ឆ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងដែលរងអំពើនៃបន្ទុកពង្រាយស្មើ។ ផ្ទៃឆ្នូតជាកម្លាំងកាត់លើស V_s ដែលត្រូវការដែកទ្រនុង។

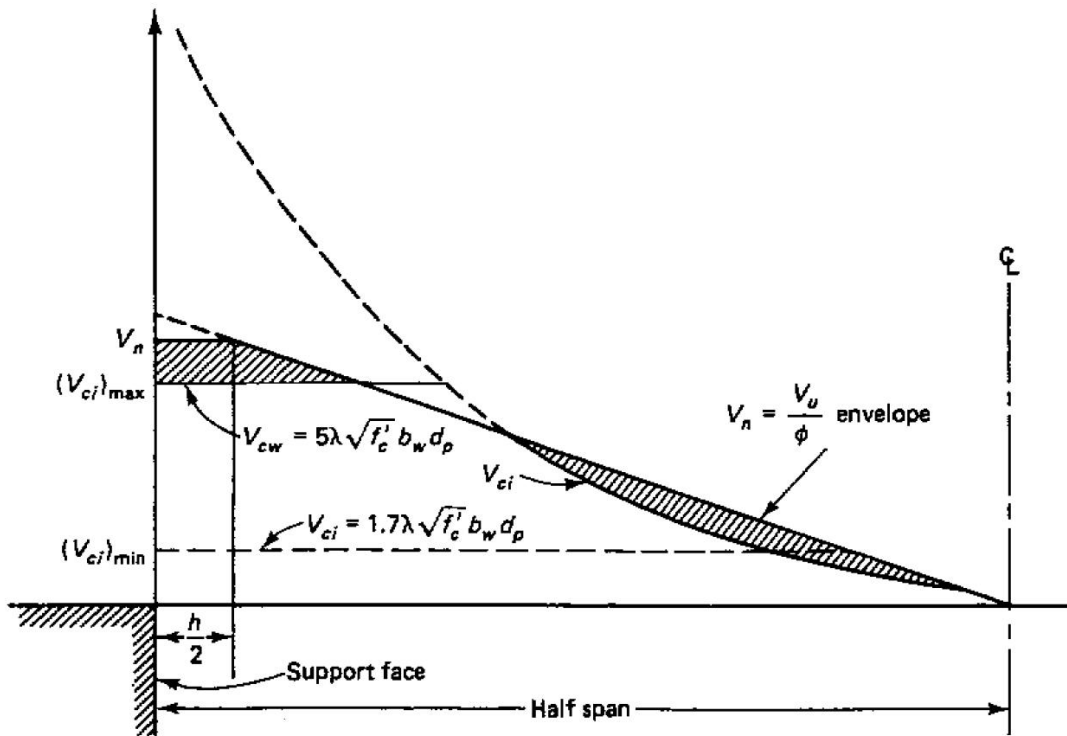


Figure 5.13 Web steel envelope for uniformly loaded prestressed beam.

៥.៧. របៀបស្តង់ដារកាត់ដេកនៅក្នុងគ្រឿងបង្កសមាស

Horizontal Shear Strength in Composite Construction

សន្មត់ថាកម្លាំងកាត់តាមទិសដេកផ្ទេរពេញលេញត្រង់ផ្ទៃប៉ះនៃកន្លែងដែលជួបគ្នា ។

៥.៧.ក. ក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ (Service-Load Level)

គេអាចកំណត់ក្នុងត្រង់កាត់តាមទិសដេកអតិបរមា v_h ពីគោលការណ៍មូលដ្ឋានរបស់មេកានិច

$$v_h = \frac{VQ}{I_c b_v} \quad (5.23)$$

ដែល V = ក្នុងត្រង់កាត់គណនាគ្មានមេគុណ (unfactored design vertical shear) ដែលធ្វើអំពើលើមុខកាត់សមាស

Q = ម៉ូម៉ង់ក្រឡាផ្ទៃធៀប cgc នៃកំណត់មុខកាត់ដែលនៅពីខាងលើ ឬពីខាងក្រោម cgc

I_c = ម៉ូម៉ង់និចលភាពនៃមុខកាត់សមាសទាំងមូល

b_v = ទទឹងត្រង់កន្លែងប៉ះរបស់មុខកាត់ទ្រនុងនៃអង្គត់ចាក់ស្រាប់ ឬទទឹងនៃមុខកាត់ដែលគេគណនា
កម្លាំងកាត់ដេក

គេអាចសម្រួលសមីការ 5.23 ដូចខាងក្រោម

$$v_h = \frac{V}{b_v d_{pc}} \quad (5.24)$$

ដែល d_{pc} ជាកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពពីសរសៃសង្កត់ខាងក្រៅនៃមុខកាត់សមាសទៅទីប្រជុំទម្ងន់ cgc របស់ដៃកប្រែកុងត្រាំង ។

៥.៧.២. Ultimate-Load Level

Direct Method: សម្រាប់ការបាក់នៅក្នុងស្ថានភាពកំណត់ គេអាចកែប្រែសមីការ 5.24 ដោយជំនួស V ដោយ V_u ដូចនេះយើងទទួលបាន

$$v_{uh} = \frac{V_u}{b_v d_{pc}} \quad (5.25a)$$

ឬសម្រាប់ស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់បញ្ឈរធម្មតា V_n

$$v_{nh} = \frac{V_u / \phi}{b_v d_{pc}} = \frac{V_n}{b_v d_{pc}} \quad (5.25b)$$

ដែល $\phi = 0.75$, ប្រសិនបើ V_{nh} ជាស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ដេកធម្មតា នោះ $V_u \leq V_{nh}$ ហើយស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតាសរុបគឺ

$$V_{nh} = v_{nh} b_v d_{pc} \quad (5.25c)$$

ACI Code កំណត់ v_{nh} ត្រឹម $80 \text{ psi} (0.55 \text{ MPa})$ ប្រសិនបើគេមិនប្រើដៃកងចាំ (dowel) ឬដៃកងបញ្ឈរ ហើយផ្ទៃប៉ះមានលក្ខណៈគ្រើម ឬប្រសិនបើគេប្រើដៃកងបញ្ឈរអប្បបរមា ប៉ុន្តែផ្ទៃប៉ះមិនមានលក្ខណៈគ្រើម ។ v_{nh} អាចទៅដល់ $500 \text{ psi} (3.45 \text{ MPa})$ តែគេត្រូវប្រើ friction theory ជាមួយនឹងការសន្មត់ខាងក្រោម

- (a) នៅពេលដែលមិនមានដៃកងបញ្ឈរ ប៉ុន្តែផ្ទៃប៉ះនៃអង្គត់ចាក់ស្រាប់មានលក្ខណៈគ្រើម នោះគេប្រើ

$$V_{nh} \leq 80 A_c \leq 80 b_v d_{pc} \quad (5.26a)$$

ដែល A_c ជាក្រឡាផ្ទៃរបស់បេតុងដែលទប់ទល់កម្លាំងកាត់ $= b_v d_{pc}$

- (b) នៅពេលដែលគេប្រើដែកកងអប្បបរមា ដែល $A_c = 50(b_w s)/f_y$ ប៉ុន្តែផ្ទៃប៉ះរបស់អង្កត់ចាក់ស្រាប់មិនមានលក្ខណៈគ្រឹម

$$v_{nh} \leq 80b_v d_{pc}$$

- (c) ប្រសិនបើផ្ទៃប៉ះរបស់អង្កត់ចាក់ស្រាប់មានលក្ខណៈគ្រឹមដែលមានកម្ពស់ $1/4 \text{ in. (6mm)}$ ហើយដែកបញ្ឈរអប្បបរមានៅក្នុង (b) ត្រូវបានដាក់ នោះគេប្រើ

$$V_{nh} \leq 500b_v d_{pc} \quad (5.26b)$$

- (d) ប្រសិនបើកម្លាំងកាត់មេគុណ $V_u > \phi(500b_v d_{pc})$, គេអាចប្រើ shear friction theory ដើម្បីគណនាដែក dowel ។ នៅក្នុងករណីនេះ កម្លាំងកាត់ដេកទាំងអស់ត្រូវបានគិតដោយប្លង់កែងដែល

$$V_{nh} = \mu A_{vf} f_y \quad (5.27)$$

ដែល A_{vf} = ក្រឡាផ្ទៃនៃ shear-friction reinforcement, in.^2

f_y = design yield strength, មិនត្រូវលើស $60,000 \text{ psi (414MPa)}$

μ = មេគុណកកិត

$= 1.0\lambda$ សម្រាប់បេតុងដែលចាក់លើផ្ទៃបេតុងដែលមានលក្ខណៈគ្រឹម

$= 0.6\lambda$ សម្រាប់បេតុងដែលចាក់លើផ្ទៃបេតុងដែលមិនមានលក្ខណៈគ្រឹម

λ = មេគុណសម្រាប់ប្រភេទបេតុង

នៅក្នុងករណីទាំងអស់ រេស៊ីស្តង់កាត់ធម្មតា $V_n \leq 0.20 f'_c A_{cc} \leq 800 A_{cc}$ ដែល A_{cc} ជាក្រឡាផ្ទៃប៉ះរបស់បេតុងដែលទប់ទល់នឹងកម្លាំងកាត់ផ្ទេរ (shear transfer) ។ ចំណាំថា នៅក្នុងករណីជាច្រើន ក្នុងត្រាំងកាត់ v_{uh} ដែលទទួលបានពីកម្លាំងកាត់មេគុណមិនធំជាង $500 \text{ psi (3.45MPa)}$ ទេ ។ ដូចនេះ គេមិនចាំបាច់ត្រូវការប្រើតែ shear friction theory ក្នុងការគណនាដែករង់ចាំ (dowel) សម្រាប់សកម្មភាពសមាស (composite action) នោះទេ ។

គំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមានៃដែករង់ចាំ (dowel) ឬ tie សម្រាប់កម្លាំងកាត់ដេកគឺតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម 4 ដងនៃទំហំតូចជាងគេនៃមុខកាត់ទម្រ និង 24 in. (60cm) ។

Basic Method: ACI Code អនុញ្ញាតអោយប្រើវិធីផ្សេងទៀតដែលកម្លាំងកាត់ដេកត្រូវបានអង្កេតដោយគណនាបម្រែបម្រួលជាក់ស្តែងនៃកម្លាំងសង្កត់ ឬកម្លាំងទាញនៅក្នុងប្លង់ណាមួយ និងដោយផ្ទេរកម្លាំងកាត់

ដេកនោះទៅអង្កត់ដែលជាទម្រង់ ។ គេជំនួសក្រឡាផ្ទៃប៉ះ A_{cc} សម្រាប់ $b_v d_{pc}$ នៅក្នុងសមីការ 5.25b និង c នោះគេទទួលបាន

$$V_{nh} = v_{nh} A_{cc} \quad (5.28)$$

ដែល $V_{nh} \geq F_h$, កម្លាំងកាត់ដេក ហើយយ៉ាងហោចណាស់ត្រូវស្មើនឹងកម្លាំងសង្កត់ C ឬកម្លាំងទាញ T នៅក្នុងរូបទី ៥.១៤ ។ (មើលសមីការ 5.30 សម្រាប់តម្លៃរបស់ F_h)

គេអាចកំណត់ក្រឡាផ្ទៃប៉ះ A_{cc} ដូចខាងក្រោម

$$A_{cc} = b_v l_{vh} \quad (5.29)$$

ដែល l_{vh} ជាប្រវែងកម្លាំងកាត់ដេក (horizontal shear length) ដែលកំណត់នៅក្នុងរូបទី 5.15(a) និង (b) សម្រាប់អង្កត់ទម្រង់សាមញ្ញ និងសម្រាប់អង្កត់ទម្រង់បំប្លែង។

គ. ការគណនាដៃកង់ចាំសកម្មសមាស

Design of Composite-Action Dowel Reinforcement

ដៃក tie សម្រាប់កម្លាំងកាត់ដេកអាចផ្សំឡើងពីរបៀបដៃកទោល (single bars or wires), ពីដៃកកងដើងច្រើន (multiple leg stirrup) ឬពី vertical legs of welded wire fabric ។ គំណាត់របស់វាមិនអាចធំជាងបួនដងនៃទំហំដែលតូចជាងគេនៃអង្កត់ទម្រង់ ឬ 24in.(60cm) ដោយយកមួយណាដែលតូចជាងគេ ។ ប្រសិនបើ μ ជា មេគុណកម្លាំងកកិត នោះគេអាចកំណត់កម្លាំងកាត់ដេកធម្មតា F_h នៅក្នុងរូបទី ៥.១៤ ដូចខាងក្រោម

$$F_h = \mu A_{vf} f_y \leq V_{nh} \quad (5.30)$$

តម្លៃ ACI របស់ μ គឺឈរលើស្ថានភាពកកិត-កម្លាំងកាត់កំណត់ (limit shear-friction strength) 800psi (5.5MPa) (វាជាតម្លៃដែលមានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពបន្តិចដែលបង្ហាញដោយការពិសោធន៍) ។ វិទ្យាស្ថានបេតុងប្រេកុងត្រាំង (Prestressed Concrete Institute) ណែនាំ $\mu_e = 2.9$ ជំនួសអោយ $\mu = 1.0\lambda$ សម្រាប់បេតុងដែលចាក់លើផ្ទៃបេតុងក្រើម ហើយកម្លាំងកាត់គណនាអតិបរមា (maximum design shear force)

$$V_u \leq 0.25 \lambda^2 f'_c A_c \leq 1,000 \lambda^2 A_{cc} \quad (5.31a)$$

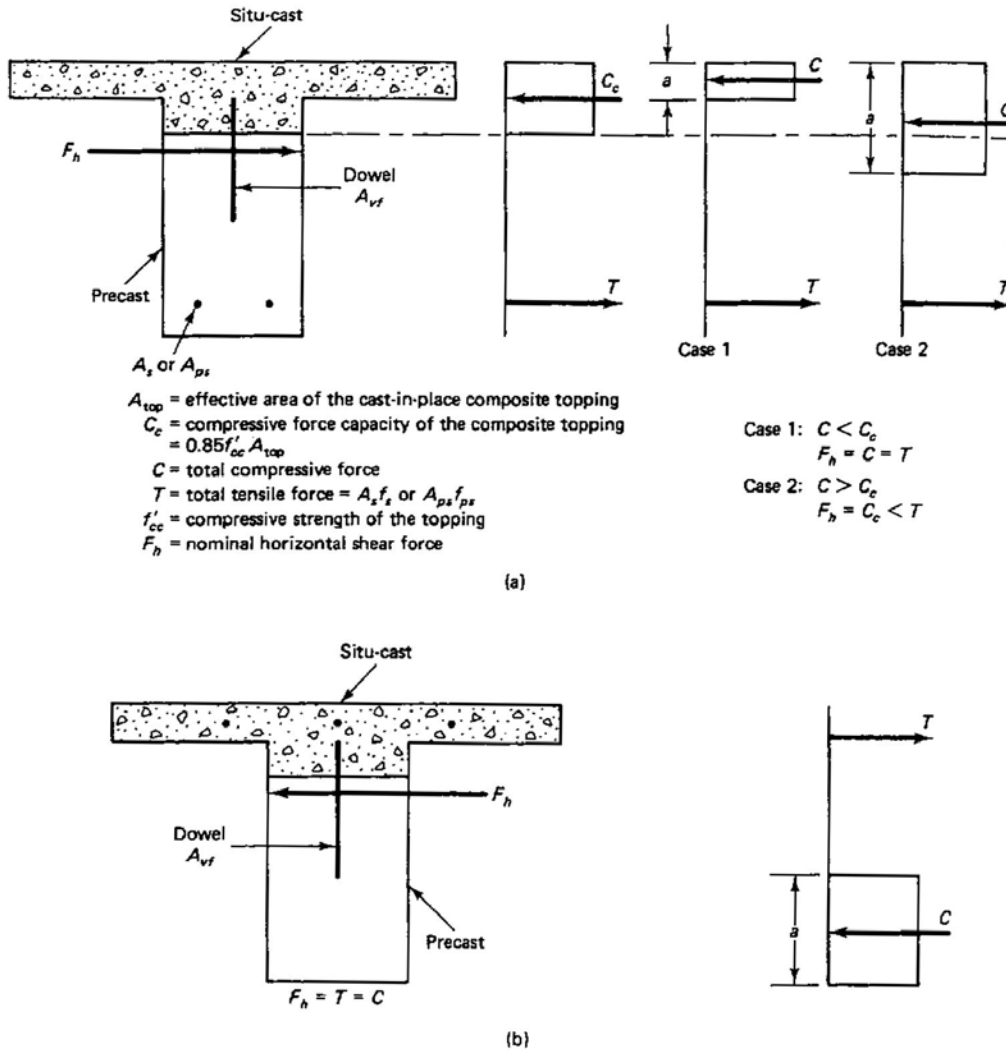


Figure 5.14 Composite action forces (F_h acts longitudinally along the beam span). (a) Positive-moment section. (b) Negative-moment section.

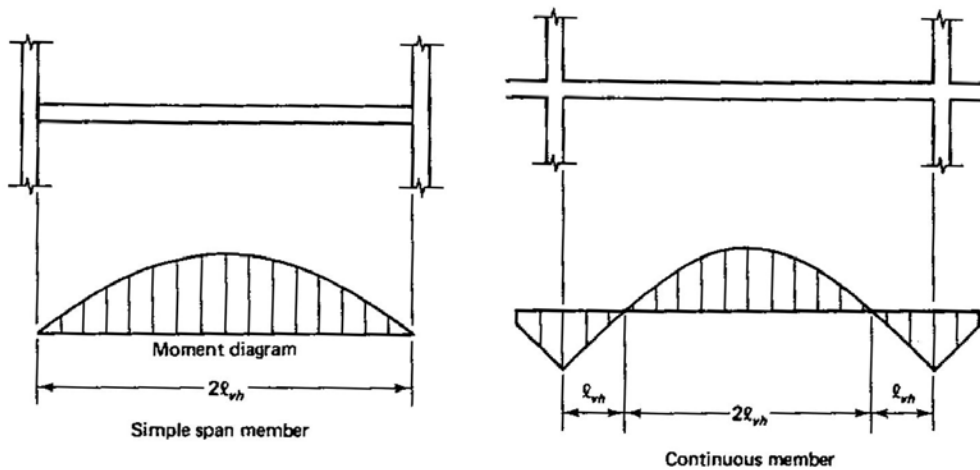


Figure 5.15 Horizontal shear length in composite action.

ជាមួយនឹងក្រឡាផ្ទៃចំបាប់សំដែកកកិត-កម្លាំងកាត់ (shear-friction steel)

$$A_{vf} = \frac{V_{uh}}{\phi_f \mu_e} \quad (5.31b)$$

ឬ

$$A_{vh} = \frac{V_{nh}}{\mu_e f_y} = \frac{F_h}{\mu_e f_y} \quad (5.31c)$$

ដោយប្រើតម្លៃ PCI ដែលមិនសូវសុវត្ថិភាព សមីការ 5.31c ក្លាយជា

$$F_h \leq \mu_e A_{vf} f_y \leq V_{nh} \quad (5.32)$$

ជាមួយនឹង

$$\mu_e = \frac{1,000 \lambda^2 b_v I_{vh}}{F_h} \leq 2.9$$

ដែល $b_v I_{vh} = A_{cc}$ ដែកអប្បបរមាគឺ

$$A_v = \frac{50 b_v s}{f_y} = \frac{50 b_v I_{vh}}{f_y} \quad (5.33)$$

៥.៨. ជំហានគណនាដែកទ្រនុងសម្រាប់កម្លាំងកាត់

Web Reinforcement Design Procedure for Shear

ខាងក្រោមជាការសង្ខេបពីជំហាននៃការគណនាដែកទ្រនុងសម្រាប់កម្លាំងកាត់:

1. កំណត់តម្លៃរេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតាដែលត្រូវការ $V_n = V_u / \phi$ នៅត្រង់ចម្ងាយ $h/2$ ពីផ្ទៃនៃទម្រង់ ដែល $\phi = 0.75$ ។
2. គណនារេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតា (nominal shear strength) V_c ដែលទ្រនុងមានដោយប្រើវិធីមួយ ក្នុងចំណោមវិធីពីរខាងក្រោម:
 - (a) ACI conservative method ប្រសិនបើ $f_{pe} > 0.40 f_{pu}$

$$V_c = \left(0.60 \lambda \sqrt{f'_c} + \frac{700 V_u d_p}{M_u} \right) b_w d_p \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_c = \left(\frac{\lambda \sqrt{f'_c}}{20} + 5 \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d_p \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល $2 \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p \leq V_c \leq 5 \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p$ សម្រាប់ខ្នាត US

$\lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p / 5 \leq V_c \leq 0.4 \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p$ សម្រាប់ខ្នាត SI

$$\frac{V_u d_p}{M_u} \leq 1.0$$

ហើយគេគណនា V_u នៅត្រង់មុខកាត់ដូចគ្នាសម្រាប់ការគណនា M_u ។

ប្រសិនបើបើស្តីស្តង់ដារប្រែកម្លាំងបំបែក (average tensile splitting strength) f_{ct} សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល នោះ $\lambda = f_{ct} / 6.7\sqrt{f'_c}$ សម្រាប់ខ្នាត US ឬ $\lambda = f_{ct} / 0.556\sqrt{f'_c}$ សម្រាប់ខ្នាត SI ជាមួយនឹង $\sqrt{f'_c}$ អត់ធ្មជាង $100 \text{ psi} (0.67 \text{ MPa})$ ។

(b) Detailed analysis ដែល V_c ជាតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម V_{ci} និង V_{cw}

$$(\text{ខ្នាត US}) \quad 1.7\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p \leq V_{ci} = 0.60\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p + V_d + \frac{V_i}{M_{\max}}(M_{cr}) \leq 5.0\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p$$

$$(\text{ខ្នាត SI}) \quad \frac{\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p}{7} \leq V_{ci} = \frac{\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p}{20} + V_d + \frac{V_i}{M_{\max}}(M_{cr}) \leq 0.4\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p$$

$$(\text{ខ្នាត US}) \quad V_{cw} = (3.5\lambda\sqrt{f'_c} + 0.3\bar{f}_c)b_wd_p + V_p$$

$$(\text{ខ្នាត SI}) \quad V_{cw} = 0.3(\lambda\sqrt{f'_c} + \bar{f}_c)b_wd_p + V_p$$

ដោយប្រើតម្លៃណាដែលធំជាងគេក្នុងចំណោម d_p និង $0.8h$

$$\text{ដែល} \quad M_{cr} = (I_c / y_t)(6\lambda\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$M_{cr} = (I_c / y_t)(0.5\lambda\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$\text{ឬ} \quad M_{cr} = S_b(6\lambda\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$M_{cr} = S_b(0.5\lambda\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

V_i = កម្លាំងកាត់មេគុណដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអនុវត្តន៍ពីខាងក្រៅដែលកើតមានក្នុងពេលដំណាលគ្នាជាមួយនឹង $M_{\max}$

f_{ce} = ក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងក្រោយកើតមានកំហុសបង់ទាំងអស់នៅត្រង់សរសៃខាងក្រៅរបស់មុខកាត់ដែលបន្ទុកខាងក្រៅបង្កអោយមានក្នុងត្រាំងទាញ។ f_{ce} ក្លាយជា $\bar{f}_c$ សម្រាប់ក្នុងត្រាំងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់។

3. ប្រសិនបើ $V_u / \phi \leq V_c / 2$ វាមិនត្រូវការដៃកម្រិតទេ។ ប្រសិនបើ $V_c / 2 < V_u / \phi < V_c$ វាត្រូវការដៃកម្រិតប្រមាណ។ ប្រសិនបើ $V_u / \phi > V_c$ និង

$$\text{ប្រសិនបើ} \quad V_s = V_u / \phi - V_c \leq 8\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_s = V_u / \phi - V_c \leq 2\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p / 3 \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

គេត្រូវគណនាដែកទ្រនុង ។

$$\begin{aligned} \text{ប្រសិនបើ } V_s = V_u / \phi - V_c > 8\lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p \text{ ឬ } V_s > \phi(V_c + 8\lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p) \quad (\text{ខ្នាត US}) \\ V_s = V_u / \phi - V_c > 2\lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p / 3 \quad (\text{ខ្នាត SI}) \end{aligned}$$

គេត្រូវដំឡើងមុខកាត់ ។

4. គណនាដែកទ្រនុងអប្បបរមាដែលត្រូវការ ។ គំលាតគឺ $s \leq 0.75h$ ឬ $24in.(60cm)$ ដោយយកមួយណាដែលតូចជាងគេ ។

$$A_{vmin} = 0.75 \sqrt{f'_c} \frac{b_w s}{f_y} \text{ ឬ } A_{vmin} = \frac{50 b_w s}{f_y} \quad (\text{US})$$

$$A_{vmin} = \sqrt{f'_c} \frac{b_w s}{16 f_y} \text{ ឬ } A_{vmin} = \frac{50 b_w s}{f_y} \quad (\text{SI}) \text{ ដោយយកមួយណាដែលធំជាង}$$

ប្រសិនបើ $f_{pe} \geq 0.40 f_{pu}$, A_{vmin} ដែលមានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពតិចជាងជាតិម្ល៉ៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម

$$A_v = \frac{A_{ps} f_{pu} s}{80 f_y d_p} \sqrt{\frac{d_p}{b_w}}$$

ដែល $d_p \geq 0.80h$

$$\text{ជាមួយនឹង } A_{vmin} = 0.75 \sqrt{f'_c} \frac{b_w s}{f_y} \text{ ឬ } A_{vmin} = \frac{50 b_w s}{f_y} \quad (\text{US})$$

$$A_{vmin} = \sqrt{f'_c} \frac{b_w s}{16 f_y} \text{ ឬ } A_{vmin} = \frac{50 b_w s}{f_y} \quad (\text{SI})$$

5. គណនាទំហំ និងគំលាតដែកទ្រនុងដែលត្រូវការ ។ ប្រសិនបើ

$$V_s = (V_u / \phi - V_c) \leq 4\lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_s = V_u / \phi - V_c \leq \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p / 3 \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

នោះគំលាតដែកកង s ដែលត្រូវការគឺស្មើនឹងតម្លៃដែលគណនាដោយសមីការដែលអោយនៅក្នុងជំហាន 6 ។

តែប្រសិនបើ

$$V_s = (V_u / \phi - V_c) > 4\lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_s = V_u / \phi - V_c > \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p / 3 \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

នោះគំលាតដែកកង s ដែលត្រូវការគឺស្មើនឹងពាក់កណ្តាលនៃតម្លៃដែលគណនាដោយសមីការដែលអោយនៅក្នុងជំហាន 6 ។

$$6. s = \frac{A_v f_y d_p}{(V_u \phi) - V_c} = \frac{A_v f_y d_p}{V_u - \phi V_c} \leq 0.75h \leq 24in.(60cm) \geq s \text{ អប្បបរមាដែលបានពីជំហាន 4}$$

7. សង់ shear envelope នៅលើល្វែងផ្ទឹម និងគូរបញ្ជាក់តំបន់ដែលត្រូវការដែកទ្រនុង

8. គូរពង្រាយដែកទ្រនុងតាមបណ្តោយល្វែងដោយប្រើដែកកងទំហំ #3 ឬ #4 តាមដែលចូលចិត្ត ប៉ុន្តែដែកកងមិនត្រូវមានទំហំធំជាង #6 ទេ ។

9. គណនាដែករង់ចាំ (dowel reinforcement) បញ្ឈប់ក្នុងករណីមុខកាត់សមាស

(a) $V_{nh} \leq 80b_v d_{pc}$ សម្រាប់ទាំងផ្ទៃប៉ះគ្រឹមដោយគ្មានដែករង់ចាំ ឬដែក tie បញ្ឈប់

និងសម្រាប់ទាំងផ្ទៃប៉ះ ដែលមិនគ្រឹមប៉ុន្តែប្រើដែក tie បញ្ឈប់អប្បបរមា ។ ប្រើ

$$A_v = \frac{50b_w s}{f_y} = \frac{50b_v I_{vh}}{f_y}$$

(b) $V_{nh} \leq 500b_w d_{pc}$ សម្រាប់ផ្ទៃគ្រឹមដែលមានចេញក្បាលផ្ទៃកម្ពស់ $1/4in.(6mm)$

(c) សម្រាប់ករណីដែល $V_{nh} > 500b_w d_{pc}$, គណនាដែក tie បញ្ឈប់សម្រាប់ $V_{nh} = A_{vf} f_y \mu$

ដែល A_{vf} = ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែករង់ចាំដែលមានលក្ខណៈកកិត (frictional steel dowel)

μ = មេគុណកកិត $= 1.0\lambda$ សម្រាប់ផ្ទៃដែលមានលក្ខណៈគ្រឹម ដែល $\lambda = 1.0$

សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា ។ សម្រាប់គ្រប់ករណីទាំងអស់

$$V_n \leq V_{nh} \leq 0.2 f'_c A_{cc} \leq 800 A_{cc} \text{ ដែល } A_{cc} = b_v l_{vh} \text{ ។}$$

វិធីផ្សេងទៀតនៃការគណនាក្រឡាផ្ទៃដែករង់ចាំ A_{vf} គឺដោយគណនាកម្លាំងដេក F_h នៅត្រង់ផ្ទៃកកិតរបស់បេតុងដែល

$$F_h \leq \mu_e A_{vf} f_y \leq V_{nh}$$

$$\text{ដែល } \mu_e = \frac{1,000 \lambda^2 b_v l_{vh}}{F_h} \leq 2.9$$

រូបទី ៥.១៦ បង្ហាញពីជំហានគណនាដែលបានរៀបរាប់ខាងលើជាទម្រង់ flowchart ។

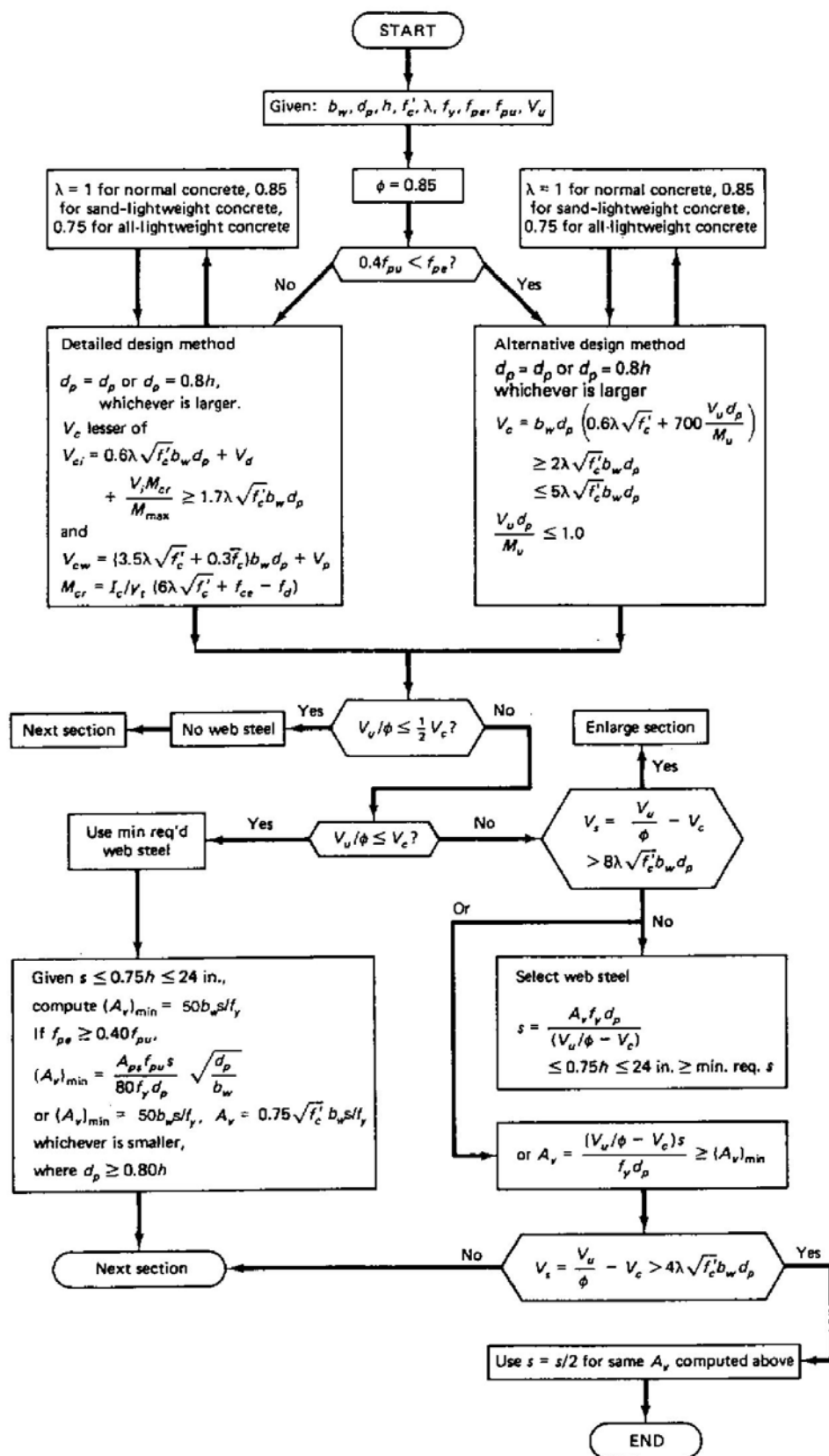


Figure 5.16 Flowchart for shear-web reinforcement.

៥.៩. កុងត្រាំងទាញមេនៅក្នុងមុខកាត់មានស្លាប និងគណនាដែករង់ចាំបញ្ឈរនៅក្នុងមុខកាត់សមាស

Principal Tensile Stresses in Flanged Sections and Design of Dowel-Action Vertical Steel in Composite Sections

ឧទាហរណ៍ ៥.១: ផ្ទឹមប្រែកុងត្រាំងមុខកាត់អក្សរ T មានការពង្រាយកុងត្រាំងធ្វើការសង្កត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.១៧ ។ កម្លាំងកាត់បញ្ឈរខាងក្រៅគណនាដែលគ្មានមេគុណ $V = 120,000lb(554kN)$ ហើយកម្លាំងកាត់មេគុណ $V_u = 190,000lb(845kN)$ ។

- គណនាកុងត្រាំងទាញមេនៅត្រង់អ័ក្សទីប្រជុំទម្ងន់ cgc និងនៅត្រង់ចំណុចជ្រុងកែង A នៃកន្លែងកាត់គ្នារវាងស្លាប និងទ្រនុង និងគណនាកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដេកអតិបរមាក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការសម្រាប់ទីតាំងទាំងនេះ ។
- គណនារស្មីស្តង់កម្លាំងកាត់ដេកធម្មតាដែលត្រូវការនៅត្រង់ផ្ទៃអន្តរកម្ម A-A រវាងទ្រនុងដែលចាក់ស្រាប់ និងស្លាបដែលចាក់នៅនឹងកន្លែង និងគណនាដែករង់ចាំ ឬដែក tie បញ្ឈរចាំបាច់ដើម្បីការពារការរអិលដាច់នៅត្រង់ A-A ដែលធានាសកម្មភាពសមាសពេញលេញ ។ ប្រើ ACI direct method និងសន្មតថាផ្ទៃប៉ះមានលក្ខណៈគ្រើម ។ សម្មតិកម្មមានដូចខាងក្រោម៖

f'_c សម្រាប់ទ្រនុង = 6,000 psi បេតុងទម្ងន់ធម្មតា (normal-weight concrete)

f'_c សម្រាប់ស្លាប = 3,000 psi បេតុងទម្ងន់ធម្មតា (normal-weight concrete)

ទទឹងស្លាបប្រសិទ្ធភាព $b_m = 60in.(152.4cm)$

ដែល b_m ជាទទឹងកែតម្រូវដែលបានគិតបញ្ចូលភាពខុសគ្នានៃម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុងផ្នែកដែលចាក់ស្រាប់ និងផ្នែកខាងលើដែលចាក់នៅនឹងកន្លែង ។

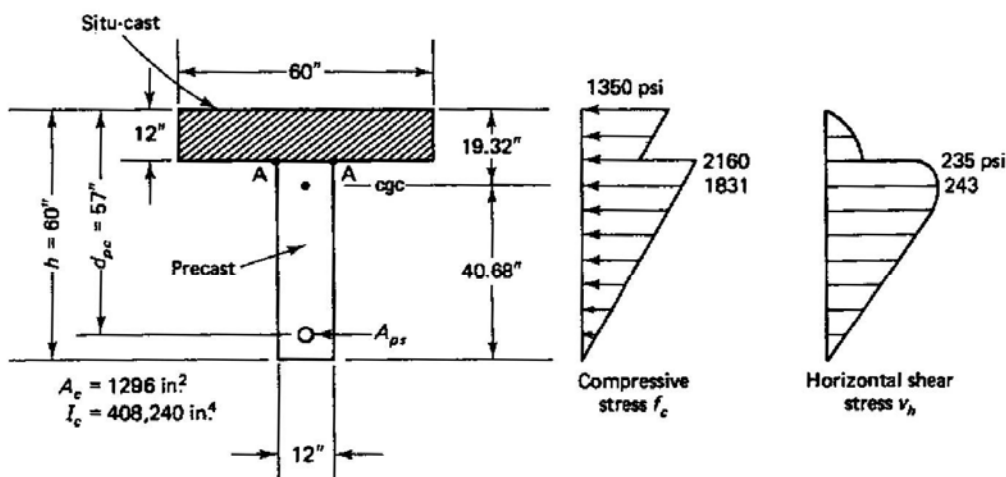


Figure 5.17 Beam cross section in Example 5.1.

ដំណោះស្រាយ:**កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ធ្វើការដេក**

កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដេកអតិបរមា

$$v_h = \frac{VQ}{Ib_v}$$

ដែល $Q_A = 60 \times 12(19.32 - 6) = 9,590 \text{ in.}^3 (157,172 \text{ cm}^3)$

$$Q_{cgc} = 60 \times 12(19.32 - 6) + \frac{12 \times (7.32)^2}{2} = 9,912 \text{ in.}^3 (162,429 \text{ cm}^3)$$

ដូចនេះកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដេកក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការគឺ

នៅត្រង់ចំណុច A , $v_h = \frac{120,000 \times 9,590}{408,240 \times 12} = 235 \text{ psi} (1.6 \text{ MPa})$

នៅត្រង់ cgc , $v_h = \frac{120,000 \times 9,912}{408,240 \times 12} = 243 \text{ psi} (1.7 \text{ MPa})$

ពីសមីការ 5.13 កុងត្រាំងទាញមេដែលត្រូវគ្នាគឺ

$$\begin{aligned} \text{នៅត្រង់ A , } f'_t &= \sqrt{\left(\frac{f_{cA}}{2}\right)^2 + v_h^2} - \frac{f_{cA}}{2} \\ &= \sqrt{\left(\frac{2,160}{2}\right)^2 + (235)^2} - \frac{2,160}{2} = 25 \text{ psi} (111 \text{ Pa}) \end{aligned}$$

$$\text{និងនៅត្រង់ cgc , } f'_t = \sqrt{\left(\frac{1,831}{2}\right)^2 + (235)^2} - \frac{1,831}{2} = 32 \text{ psi} (221 \text{ Pa})$$

ដូចនេះ កុងត្រាំងទាញមេមានតម្លៃតូច និងមិនបង្កអោយមានស្នាមប្រេះក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការទេ ។

គេត្រូវត្រួតពិនិត្យកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដេក $v_h = 235 \text{ psi}$ នៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះ A – A ដើម្បីផ្ទៀងផ្ទាត់ថាវាស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់ដែលអាចទទួលយកបាន ។ អនុលោមទៅតាម AASTHO កុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ $160 \text{ psi} (1.1 \text{ MPa}) < 235 \text{ psi} (1.6 \text{ MPa})$ ដូចនេះការផ្តល់អោយជាពិសេសសម្រាប់ដែករង់ចាំ ឬដែក tie បញ្ឈប់បន្ថែមត្រូវបានធ្វើប្រសិនបើគេអនុវត្តតាមតម្រូវការរបស់ AASTHO ។

គណនាដែករង់ចាំ (Dowel Reinforcement Design)

$$V_u = 190,000 \text{ lb}$$

$$V_{nh} \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{V_u}{\phi} = \frac{190,000}{0.75} = 253,333 \text{ lb} (1126 \text{ kN})$$

$$b_v = 12 \text{ in.} (30.5 \text{ cm}) \quad d_{pc} = 57 \text{ in.} (145 \text{ cm})$$

ពិសមីការ 5.26b

$$V_{nh} \text{ ដែលអាចមាន} = 500b_v d_{pc} = 500 \times 12 \times 57 = 342,000lb(1520kN) 253,333lb$$

ពិសមីការ 5.22 a, $0.75\sqrt{f'_c} = 0.75\sqrt{6,000} = 58 > 50$ ដូចនេះប្រើ 58 នៅក្នុងសមីការនោះ

$$\frac{A_v}{l_{vh}} \text{ ឯកត្តាអប្បបរមា} = \frac{58b_v}{f_y} = \frac{58 \times 12}{60,000} = 0.0116in.^2/in \text{ តាមបណ្តោយផ្ទៃ}$$

ដូចនេះប្រើដែកកងបញ្ជី #3 ដែលមាន $A_v = 2 \times 0.11 = 0.22in.^2$ ហើយ $s = 0.22 / 0.0116 = 18.9in.(48cm)$ ដែលគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស $< 24in.$ ដូចនេះគឺទទួលយកបាន (O.K.) ។ ដែកទ្រនុងបញ្ជីរ សម្រាប់កម្លាំងកាត់នៅក្នុងទ្រនុងគួរត្រូវការគំណត់តូចជាងនេះ ។ ដូចនេះ ពន្លត់ដែកកងទ្រនុងទាំងអស់ទៅក្នុង កម្រាលខណ្ឌខាងលើដែលចាក់នៅនឹងកន្លែង ។

៥.១០. គណនាដែករង់ចាំសម្រាប់សកម្មភាពសមាស

Dowel Steel Design for Composite Action

ឧទាហរណ៍ ៥.២: ដោយប្រើ (a) មេគុណកិត ACI និង (b) មេគុណកិត PCI ចូរគណនាដែករង់ចាំ (dowel reinforcement) នៃឧទាហរណ៍ ៥.១ សម្រាប់សកម្មភាពសមាសពេញលេញ (full composite action) ដោយ វិធីផ្សេងទៀត (alternative method) ។ ដោយសន្មត់ល្វែងប្រសិទ្ធភាពរបស់ផ្ទៃមុខប្រសាមញ្ញស្មើនឹង $65ft.(19.8m)$ ។

ដំណោះស្រាយ: ពីរូបទី ៥.១៤ និង ៥.១៧

$$A_{top} = 60 \times 12 = 720in.^2(4,645cm^2)$$

$$C_c = 0.85 f'_c A_{top} = 0.85 \times 3,000 \times 720 = 1,836,000lb(8,167kN)$$

សន្មត់ $A_{ps} f_{ps} > C_c$ នៅពេលដែលគេមិនអោយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។ នោះ

$$F_h = 1,836,000lb$$

$$l_{vh} = \frac{65 \times 12}{2} = 390in.$$

$$b_v = 12in.$$

$$80b_v l_{vh} = 80 \times 12 \times 390 = 374,400lb(1,665kN) < 1,836,000lb$$

ដូចនេះ គេត្រូវការដែក tie បញ្ជីរ ។

សម្រាប់ផ្ទៃត្រឹមដែលមានចេញក្បាលថ្នកម្ពស់ $1/4in.(6mm)$ និងមានដែកអប្បបរមា

$$V_{nh} = 500b_v d = 50 \times 12 \times 57 = 342,000$$

$$\frac{V_u}{\phi} \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{190,000}{0.75} = 253,333lb < V_{nh} = 342,000$$

$$< F_h \text{ ដែលអាចមាន } = 1,836,000/lb$$

ប្រើ $F_h = 253,333/lb$ សម្រាប់កំណត់ដែកសកម្មភាពសមាសដែលត្រូវការ (required composite action reinforcement) ។

(a) ដោយប្រើតម្លៃ μ របស់ ACI

ពីសមីការ 5.27 និង $\mu = 1.0$ ជាមួយនឹង $l_{vh} = 390in.$

$$A_{vf} \text{ សរុប} = \frac{253,333}{1.0 \times 60,000} = 4.2in.^2 (26.3cm^2)$$

$$A_{vf} \text{ អប្បបរមា} = \frac{50b_v l_{vh}}{f_y} = \frac{50 \times 12 \times 390}{60,000} = 3.90in.^2 (25.1cm^2)$$

ពីឧទាហរណ៍ ៥.១ A_{vf} អប្បបរមា $= 0.0116in.^2 / in. = 0.139in.^2 / 12in.$, លុប ។ ដូចនេះសាកល្បង

ដែកកង #3 យើងទទួលបាន $A_v = 2 \times 0.11 = 0.22in.^2$ នោះ

$$s = \frac{l_{vh} A_v}{A_{vf}} = \frac{390 \times 0.22}{4.2} = 20.42 \text{ ពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស} < 24in. < \text{តម្លៃអនុញ្ញាតអតិបរមា } 4 \times 12 = 48in.$$

ដូចនេះប្រើដែក tie អក្សរ U #3 ដែលមានគំលាត 20in. គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។

(b) ដោយប្រើតម្លៃ μ_e របស់ PCI

$$\lambda = 1.0$$

$$\mu_e = \frac{1,000 \lambda^2 b_v l_{vh}}{F_h} \leq 2.9$$

$$= \frac{1,000 \times 1 \times 12 \times 390}{1,836,000} = 2.55 < 2.9$$

ដូចនេះប្រើ $\mu_e = 2.55$ ។ បន្ទាប់មក ពីសមីការ 5.32

$$A_{vf} \text{ តម្រូវការ} = \frac{253,333}{2.55 \times 60,000} = 1.66in.^2 < A_{vf} \text{ អប្បបរមា} = 3.90in.^2 \text{ លុប}$$

ដូចនេះប្រើដែក tie អក្សរ U #3 ដែលមានគំលាត 20in. ដែលគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស (អង្កត់ទ្វីត 9.5mm គំលាត 55cm)

៥.១១. Dowel Steel Design for Composite Action in an Inverted T Beam

ឧទាហរណ៍ ៥.៣: ធ្វើអក្សរ T បញ្ចូលដែលទ្រដោយទម្រសាមញ្ញមានល្វែងប្រសិទ្ធភាព 24 ft (7.23m) ។ មុខកាត់របស់ធ្នូនេះត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.១៨ ដោយមានកម្រាលខាងលើដែលចាក់នៅនឹងកន្លែងកម្រាស់ 2in. (5.1cm) នៅលើផ្ទៃអត់ត្រឹម ។ គណនាដៃកកងរង់ចាំចាំបាច់ដើម្បីបង្កើតសកម្មភាពសមាសពេញលេញ (full composite behavior) ដោយសន្មតថាកម្លាំងកាត់មេគុណ V_u ដែលធ្វើត្រូវរងនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ គឺ 160,000 lb (712 kN) ។ សម្មតិកម្មមានដូចខាងក្រោម:

$$f'_c \text{ (ចាក់ស្រាប់)} = 6,000 \text{ psi} (41.4 \text{ MPa}), \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_c \text{ (កម្រាលខាងលើ)} = 3,000 \text{ psi} (20.7 \text{ MPa}), \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

ដៃកប្រែក្នុងត្រាំង: tendon 270k អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. (12.7 mm) ចំនួន 12

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{ps} = 242,000 \text{ psi} (1,669 \text{ MPa})$$

$$f_y \text{ របស់ដៃក tie} = 60,000 \text{ psi} (414 \text{ MPa})$$

ដោយប្រើទាំង ACI direct method និង alternative method ជាមួយនឹង μ_e ប្រសិទ្ធភាពសម្រាប់ការគណនា ។

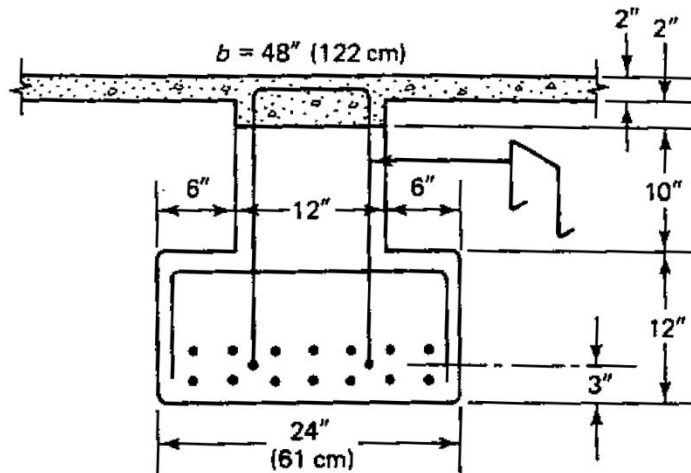


Figure 5.18 Beam cross section in Example 5.3.

ដំណោះស្រាយ:

$$d_p = 2 + 2 + 10 + 12 - 3 = 23 \text{ in.}$$

$$A_{ps} = 12 \times 0.153 = 1.836 \text{ in.}^2$$

$$T_n = A_{ps} f_{ps} = 1.836 \times 242,000 = 444,312 \text{ lb} (1,976 \text{ kN})$$

$$b_v = 12 \text{ in.}$$

$$l_{vh} = \frac{24 \times 12}{2} = 144in.$$

$$A_{top} = 2 \times 48 + 2 \times 12 = 120in.^2$$

$$C_c = 0.85 f'_{cc} A_{top} = 0.85 \times 3,000 \times 120 = 306,000lb(1,316kN)$$

$$< T_n = 444,312lb$$

ដូចនេះ ប្រើ $F_h = 306,000lb(1,361kN)$ ។ បន្ទាប់មក សម្រាប់ផ្ទៃមិនត្រឹម

$$V_{nh} \text{ ដែលអាចមាន} = 80b_v l_{vh} = 80 \times 12 \times 144 = 138,240lb(615kN)$$

$$< C_c = 306,000lb$$

ដូចនេះ ដែក tie ដែលត្រូវការចាំបាច់សម្រាប់បង្កើតសកម្មភាពសមាសពេញលេញដោយប្រើ $\lambda = 1.0$ ។

(a) ACI Direct Method

$$V_{nh} \text{ តម្រូវការ} = \frac{V_u}{\phi} = \frac{160,000}{0.75} = 213,333lb(949kN)$$

ប្រើ $\mu = 1.0$ ។ បន្ទាប់មក ពិសមីការ 5.26a ជាមួយនឹងដែករង់ចាំ (dowel reinforcement)

យើងមាន

$$V_{nh} \text{ ដែលអាចមាន} = 80b_v d_{pc} = 80 \times 12 \times 23 = 22,000lb \ll V_{nh} \text{ តម្រូវការ}$$

ពិសមីការ 5.27 សម្រាប់ផ្ទៃដែលមិនត្រឹម $\mu = 0.6\lambda = 0.60$ ។ បន្ទាប់មក

$$A_{vf} \text{ សរុបតម្រូវការ} = \frac{V_n}{\mu f_y} = \frac{213,333}{0.60 \times 60,000} = 5.93in.^2$$

ពិសមីការ 5.22(a), $0.75\sqrt{f'_c} = 0.75\sqrt{6,000} = 58 > 50$ ដូចនេះប្រើ 58 នៅក្នុងសមីការ

$$A_{vf} \text{ អប្បបរមាតម្រូវការ} = \frac{58b_v l_{vh}}{f_y} = \frac{58 \times 12 \times 144}{60,000} = 1.67in.^2 < 5.93in.^2$$

ដូចនេះប្រើ $A_{vf} = 5.23in.^2 (33.7cm^2)$ ហើយសាកល្បងដែក tie អក្សរ U ផ្តាច់ #3 ។ បន្ទាប់មក

$$A_{vf} = 2 \times 0.11 = 0.22in.^2 (1.4cm^2) \text{ និងមានគំណាត}$$

$$s = \frac{l_{vh} A_v}{A_{vf}} = \frac{144 \times 0.22}{5.93} = 5.34in. (13.7cm)$$

គំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ $s = 4(2 + 2) = 16in.$ ឬ $0.75h = 0.75 \times 26 = 19.5in. < 24in.$ ។

ដូចនេះប្រើដែក tie អក្សរ U ផ្តាច់ #3 គំណាត $5in. (13cm)$ គិតពីអ័ក្សលើអ័ក្សលើល្វែងទាំងមូល ។

(b) Alternativ Method ដោយប្រើ μ_e

$$F_h = 306,000lb$$

$$\mu_e = \frac{1,000\lambda^2 b_v l_{vh}}{F_h} = \frac{1,000 \times 1.0 \times 12 \times 144}{306,000} = 5.65 > 2.9$$

ដូចនេះប្រើ $\mu_e = 2.9$ បន្ទាប់មក ពិសមីការ 5.31c យើងទទួលបាន

$$A_{vf} \text{ តម្រូវការ} = \frac{F_h}{\mu_e f_y} = \frac{306,000}{2.9 \times 60,000} = 1.76 \text{ in.}^2$$

$$A_{vf} \text{ អប្បបរមាតម្រូវការដែលបានពី (a)} = 1.67 \text{ in.}^2 < 1.76 \text{ in.}^2$$

ដូចនេះប្រើ $A_{vf} = 1.76 \text{ in.}^2$ នោះគំណាត់គឺ

$$s = \frac{l_{vh} A_v}{A_{vf}} = \frac{144 \times 0.22}{1.76} = 18 \text{ in. ពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស}$$

ហើយគំណាត់អនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ

$$s = 4(2 + 2) = 16 \text{ in.} < 24 \text{ in.}$$

ដូចនេះ ប្រើដែក tie អក្សរ U ផ្តាប់ #3 មានគំណាត់ 16 in. គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្សលើល្វែងទាំងមូល ។

៥.១២. Shear Strength and Web-Shear Steel Design in a Prestressed Beam

ឧទាហរណ៍ ៥.៤៖ គណនា bonded beam នៃឧទាហរណ៍ ៤.២ ដើម្បីអោយមានសុវត្ថិភាពប្រឆាំងនឹងការបាក់ដោយកម្លាំងកាត់ ហើយគណនាដែកទ្រទ្រង់តម្រូវការ ។

ដំណោះស្រាយ៖

ទិន្នន័យ និងការកំណត់រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតា (data and nominal shear strength determination)

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi} (414 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 155,000 \text{ psi} (1,069 \text{ MPa})$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$A_{ps} = \text{tendon អង្កត់ផ្ចិត } 1/2 \text{ in.} (12.7 \text{ mm}) \text{ ដែលមាន wire 7 ចំនួន 13}$$

$$= 1.99 \text{ in.}^2 = (12.8 \text{ cm}^2)$$

$$A_s = 4\#6 = 1.76 \text{ in.}^2 (11.4 \text{ cm}^2)$$

$$\text{ប្រវែងល្វែង} = 65 \text{ ft} (19.8 \text{ m})$$

$$\text{បន្ទុកធ្វើការ } W_L = 1,100 \text{ plf} (16.1 \text{ kN} / \text{m})$$

$$\text{បន្ទុកធ្វើការ } W_{SD} = 100 \text{ plf} (1.46 \text{ kN} / \text{m})$$

$$\text{បន្ទុកធ្វើការ } W_D = 393 \text{ plf } (5.7 \text{ kN / m})$$

$$h = 40 \text{ in. } (101.6 \text{ cm})$$

$$d_p = 36.16 \text{ in. } (91.8 \text{ cm})$$

$$d = 37.6 \text{ in. } (95.5 \text{ cm})$$

$$b_w = 6 \text{ in. } (15 \text{ cm})$$

$$e_c = 15 \text{ in. } (38 \text{ cm})$$

$$e_e = 12.5 \text{ in. } (32 \text{ cm})$$

$$I_c = 70,700 \text{ in.}^4 (18.09 \times 10^6 \text{ cm}^4)$$

$$A_c = 377 \text{ in.}^2 (2,432 \text{ cm}^2)$$

$$r^2 = 187.5 \text{ in.}^2 (1,210 \text{ cm}^2)$$

$$c_b = 18.84 \text{ in. } (48 \text{ cm})$$

$$c_t = 21.16 \text{ in. } (54 \text{ cm})$$

$$P_e = 308,255 \text{ lb } (1.371 \text{ kN})$$

$$\text{បន្ទុកមេតុល្យ } W_u = 1.2D + 1.6L$$

$$= 1.2(100 + 393) + 1.6 \times 1,100 = 2,352 \text{ plf}$$

$$\text{កម្លាំងកាត់នៅត្រង់ផ្នែកទម្រ } V_u = W_u L / 2$$

$$= (2,352 \times 65) / 2 = 76,440 \text{ lb}$$

$$V_n \text{ តម្រូវការ } = V_u / \phi = 76,440 / 0.75 = 101,920 \text{ lb នៅត្រង់ទម្រ}$$

បង់នៅត្រង់ $\frac{1}{2} d_p$ ពីផ្នែកទម្រ

1. រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតា (nominal shear strength) V_c របស់ទ្រនុង (ជំហានទី២ និងទី៣)

$$\frac{1}{2} d_p = \frac{36.16}{2 \times 12} \cong 1.5 \text{ ft}$$

$$V_n = 101,920 \times \frac{[(65/2) - 1.5]}{65/2} = 97,216 \text{ lb}$$

$$V_u \text{ នៅត្រង់ } \frac{1}{2} d_p = 0.75 \times 97,216 = 72,912 \text{ lb}$$

$$f_{pe} = 155,000 \text{ psi}$$

$$0.40 f_{pu} = 0.40 \times 270,000 = 108,000 \text{ psi } (745 \text{ MPa})$$

$$< f_{pe} = 155,000 \text{ psi} (1,069 \text{ MPa})$$

ប្រើ ACI alternate method

ដោយសារ $d_p > 0.8h$, ប្រើ $d_p = 36.16 \text{ in}$. ដោយសន្មតថាដែកប្រេកុងត្រាំងខ្លះត្រង់រហូតដល់ទម្រង់ ។

ពិសមីការ 5.16

$$V_c = \left(0.60\lambda\sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d_p}{M_u} \right) b_w d_p \geq 2\lambda\sqrt{f'_c} b_w d_p \leq 5\lambda\sqrt{f'_c} b_w d_p$$

$\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល

$$\begin{aligned} M_u \text{ នៅត្រង់ } d/2 \text{ ពីផ្នែក } &= \text{ប្រតិកម្ម} \times 1.5 - \frac{W_u (1.5)^2}{2} \\ &= 76,440 \times 1.5 - \frac{2,352(1.5)^2}{2} = 112,014 \text{ ft} - \text{lb} \\ &= 1,344,168 \text{ in} - \text{lb} \\ \frac{V_u d_p}{M_u} &= \frac{72,912 \times 36.16}{1,344,168} = 1.96 > 1.0 \end{aligned}$$

ដូចនេះប្រើ $V_u d_p / M_u = 1.0$ នោះ

$$V_c \text{ អប្បបរមា} = 2\lambda\sqrt{f'_c} b_w d_p = 2 \times 1.0 \sqrt{5,000} \times 6 \times 36.16 = 30,683 \text{ lb}$$

$$V_c \text{ អតិបរមា} = 5\lambda\sqrt{f'_c} b_w d_p = 76,707 \text{ lb} (341 \text{ kN})$$

$$\begin{aligned} V_c &= (0.60 \times 1.0 \sqrt{5,000} + 700 \times 1.0) 6 \times 36.16 \\ &= 161,077 \text{ lb} > V_c \text{ អតិបរមា} = 76,707 \text{ lb} \end{aligned}$$

បន្ទាប់មក $V_c = 76,707 \text{ lb}$, លុប ។ ដូចគ្នា $V_u / \phi > V_c / 2$ ដូចនេះ គេត្រូវការដែកទ្រនុង ។

$$V_s = \frac{V_u}{\phi} - V_c = 97,216 - 76,707 = 20,509 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} 8\lambda\sqrt{f'_c} b_w d_p &= 8 \times 1.0 \sqrt{5,000} \times 6 \times 36.16 = 122,713 \text{ lb} (546 \text{ kN}) \\ &> V_s = 20,509 \text{ lb} \end{aligned}$$

ដូចនេះកម្ពស់របស់មុខកាត់គ្រប់គ្រាន់ ។

2. ដែកទ្រនុងអប្បបរមា (ជំហានទី៤)

ពិសមីការ 5.22b

$$\begin{aligned} \frac{A_v}{s} \text{ អប្បបរមា} &= \frac{A_{ps} f_{pu}}{80 f_y d_p} \sqrt{\frac{d_p}{b_w}} \\ &= \frac{1.99 \times 270,000}{80 \times 60,000 \times 36.16} \sqrt{\frac{36.16}{6}} = 0.0076 \text{ in}^2 / \text{in}. \end{aligned}$$

3. ដែកទ្រនុងតម្រូវការ (ជំហានទី៥ និងទី៦)

ពីសមីការ 5.21b

$$s = \frac{A_v f_y d_p}{V_u / \phi - V_c} \leq 0.75h \leq 24in.$$

$$\text{ឬ} \quad \frac{A_v}{s} = \frac{V_s}{f_y d_p} = \frac{20,509}{60,000 \times 36.16} = 0.0095 in.^2 / in.$$

(កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងគឺត្រូវធំជាង $0.4 \times$ រេស៊ីស្តង់ទាញ)ដែកទ្រនុងកម្លាំងកាត់ (web-shear steel) ដែលត្រូវការអប្បបរមា $A_v / s = 0.0095 in.^2 / in.$ ។ដូចនេះសាកល្បងដែកកងអក្សរ U #3, $A_v = 2 \times 0.11 = 0.22 in.^2$ ។ នោះគំណាតអតិបរមា

$$s = \frac{0.22}{0.0095} = 23.2 in. (59 cm)$$

$$\text{និង} \quad 4\lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p = 4 \times 1.0 \sqrt{5,000} \times 6 \times 36.16 = 61,366 lb > V_s$$

ដូចនេះ យើងមិនត្រូវការប្រើ $\frac{1}{2}s$ ។ ឥឡូវ

$$0.75h = 0.75 \times 40.0 = 30.0 in.$$

ដូចនេះ ប្រើ web-shear reinforcement #3 គំណាត 22in. គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស (ដែកកងអង្កត់ផ្ចិត

9.5mm គំណាត 62cm គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស)

ប្លង់ដែលមិនត្រូវការដែកកង

សន្មត់ថាប្លង់នេះស្ថិតនៅចម្ងាយ x ពីទម្រ ។ តាមត្រីកោណដូច

$$\frac{1}{2}V_c = \frac{76,707}{2} = 101,920 \times \frac{65/2 - x}{65/2}$$

$$\text{ឬ} \quad \frac{65}{2} - x = \frac{76,707}{101,920} \times \frac{65}{4}$$

$$x = 20.3 ft (6.11m) \approx 244 in.$$

ដូចនេះប្រើដែកកងអក្សរ U #3 គំណាត 22in គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្សលើប្រវែងប្រហែល 244in. ដោយ

ដែកកងទីមួយចាប់ផ្តើមនៅត្រង់ 18in. ពីផ្នែកទម្រ ។ ពង្រាយដែកកងទៅដល់កណ្តាលល្វែងប្រសិនបើគេត្រូវការ

សកម្មភាពសមាស ។

៥.១៣. Web-Shear Steel Design by Detailed Procedures

ឧទាហរណ៍ ៥.៥: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៥.៤ ដោយដំណើរការគិតដែលកំណត់តម្លៃរបស់ V_c ជាតម្លៃតូចជាងគេ នៃ flexure shear V_{ci} និង web shear V_{cw} ។ សន្មតថា tendon ត្រូវបាន harp នៅកណ្តាលផ្ទៃ ។ ហើយ សន្មតថា $f'_c = 6,000 \text{ psi}$ ។

ដំណោះស្រាយ: Profile របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.១៩ ។

បងនៅត្រង់ $d/2$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រ

ពីឧទាហរណ៍ ៥.៤, $V_n = 97,216 \text{ lb}$

1. Flexure-shear cracking, V_{ci} (ជំហានទី២)

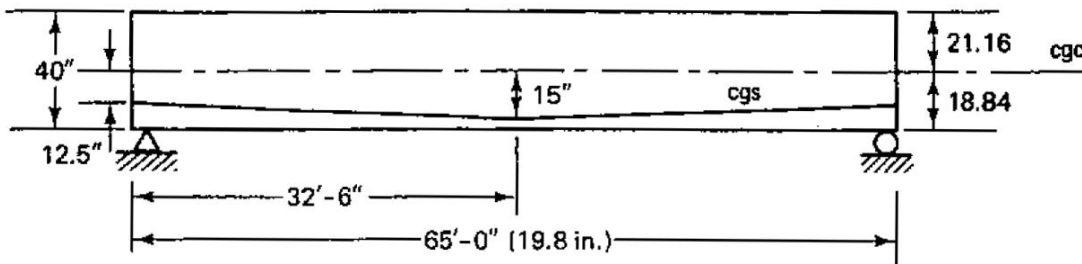


Figure 5.19 Tendon profile in Example 5.5.

ពីសមីការ 5.11

$$V_{ci} = 0.60\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p + V_d + \frac{V_i}{M_{\max}}(M_{cr}) \geq 1.7\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p$$

ពីសមីការ 5.12

$$M_{cr} = \frac{I_c}{y_t} (6\lambda\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d)$$

ដែល $I_c / y_t = S_b$ ដោយសារ y_t ជាចម្ងាយពីទីប្រជុំទម្ងន់ទៅសរសៃទាញខាងក្រៅ ។

យើងមាន $I_c = 70,700 \text{ in.}^4$

$$c_b = 18.84 \text{ in.}$$

$$P_e = 308,255 \text{ lb}$$

$$S_b = 3,753 \text{ in.}^3$$

$$r^2 = 187.5 \text{ in.}^2$$

ដូចនេះពីសមីការ 4.3b ក្នុងត្រាំងបេតុងនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមបំផុតដែលបណ្តាលមកពីប្រែក្នុងត្រាំងគឺ

$$f_{ce} = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right)$$

ហើយចំណាកផ្ចិតដៃកប្រែក្នុងត្រាំងនៅត្រង់ $d_p / 2 \cong 1.5 \text{ ft}$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រង់

$$e = 12.5 + (15 - 12.5) \frac{1.5}{65/2} = 12.62 \text{ in.}$$

ដូចនេះ
$$f_{ce} = -\frac{308,255}{377} \left(1 + \frac{12.62 \times 18.84}{187.5} \right) \cong -1,855 \text{ psi} (12.8 \text{ MPa})$$

ពីឧទាហរណ៍ ៤.២, បន្ទុកថេរគ្មានមេគុណដែលបណ្តាលពីទម្ងន់ផ្ទាល់ $W_D = 393 \text{ plf} (5.7 \text{ kN/m})$ គឺ

$$M_{d/2} = \frac{W_D x(l-x)}{2} = \frac{393 \times 1.5(65-1.5) \times 12}{2} = 224,600 \text{ in.-lb} (25.4 \text{ kN.m})$$

ហើយក្នុងត្រាំងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរគ្មានមេគុណនៅត្រង់សរសៃបេតុងខាងក្រោមបំផុតដែលក្នុងត្រាំងទាញត្រូវបានបង្កើតដោយបន្ទុកខាងក្រៅគឺ

$$f_d = \frac{M_{d/2} c_b}{I_c} = \frac{224,600 \times 18.84}{70,700} = 60 \text{ psi}$$

ហើយ
$$M_{cr} = 3,753 \left(6 \times 1.0 \times \sqrt{6,000} + 1,855 - 60 \right)$$

$$= 8,480,872 \text{ in.-lb} (958 \text{ kN.m})$$

$$V_d = W_D \left(\frac{l}{2} - x \right) = 393 \left(\frac{65}{2} - 1.5 \right) = 12,183 \text{ lb} (54.2 \text{ kN})$$

$$W_{SD} = 100 \text{ plf}$$

$$W_L = 1,100 \text{ plf}$$

$$W_U = 1.2 \times 100 + 1.6 \times 1,100 = 1,880 \text{ plf}$$

កម្លាំងកាត់មេគុណនៅត្រង់មុខកាត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅដែលកើតឡើងដំណាលគ្នាជាមួយនឹង $M_{\max}$ គឺ

$$V_i = W_U \left(\frac{l}{2} - x \right) = 1,880 \left(\frac{65}{2} - 1.5 \right) = 58,280 \text{ lb} (259 \text{ kN})$$

និង
$$M_{\max} = \frac{W_U x}{2} (l-x) = \frac{1,880 \times 1.5(65-1.5)}{2} \times 12 = 1,074,420 \text{ in.-lb} (122 \text{ kN.m})$$

ដូចនេះ
$$V_{ci} = 0.6 \times 1.0 \sqrt{6,000} \times 6 \times 36.16 + 12,183 + \frac{58,280}{1,074,420} (8,480,872)$$

$$= 482,296 \text{ lb} (54.5 \text{ kN.m})$$

$$1.7 \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p = 1.7 \times 1.0 \sqrt{6,000} \times 6 \times 36.16 = 28,569 \text{ lb} (127 \text{ kN})$$

$$< V_{ci} = 482,296lb$$

$$\text{ដូចនេះ } V_{ci} = 482,296lb(214.5kN)$$

2. Web-shear cracking, V_{cw} (ជំហានទី២)

ពិសមីការ 5.15

$$V_{cw} = (3.5\sqrt{f'_c} + 0.3\bar{f}_c)b_w d_p + V_p$$

$$\bar{f}_c = \text{កុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងត្រង់ cgc}$$

$$= \frac{P_e}{A_c} = \frac{308,255}{377} \cong 818psi(5.6MPa)$$

$$V_p = \text{បង្កប់ញ្ជួររបស់ប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពនៅត្រង់មុខកាត់}$$

$$= P_e \tan \theta$$

ដែល θ ជាមុំរវាង tendon ទ្រេតជាមួយនឹងប្លង់ដេក ។ ដូចនេះ

$$V_p = 308,255 \frac{(15 - 12.5)}{65/2 \times 12} = 1,976lb(8.8kN)$$

$$\text{ដូចនេះ } V_{cw} = (3.5\sqrt{6,000} + 0.3 \times 818) \times 6 \times 36.16 + 1,976 = 114,038lb(507kN)$$

នៅក្នុងករណីនេះ web-shear cracking មានលក្ខណៈស្រប (ដែល $V_c = V_{cw} = 114,038lb(507kN)$)

ត្រូវបានប្រើសម្រាប់គណនាដែកទ្រនុង) ។ ប្រៀបធៀបតម្លៃនេះជាមួយនឹង $V_c = 76,707lb(341kN)$

ដែលទទួលបានពីសមីការ 5.4 ដោយ alternative method ដែលមានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពជាង ។

ពិសមីការ 5.4

$$V_s = \frac{V_u}{\phi} - V_c = (97,216 - 114,038)lb$$

ដូចនេះគេមិនត្រូវការដែកកងទេ លើកលែងតែ $V_u / \phi > \frac{1}{2} V_c$ ។ ដូចនេះ យើងគណនាតួខាងក្រោយដូច

ខាងក្រោម

$$\frac{1}{2} V_c = \frac{114,038}{2} = 57,019lb(254kN) < 97,216lb(432kN)$$

ដោយសារ $V_u / \phi > \frac{1}{2} V_c$ ប៉ុន្តែ $< V_c$ ដូចនេះប្រើដែកកងអប្បបរមានៅក្នុងករណីនេះ

3. ដែកកងអប្បបរមា (ជំហានទី៤)

ពិធានាបរណ៍ ៥.៤

$$\frac{A_v}{s} \text{ តម្រូវការ} = 0.0077in.^2 / in.$$

ដូចនេះ សាកល្បងដែកកង #3 .

យើងទទួលបាន $A_v = 2 \times 0.11 = 0.22in.^2$ ហើយ

$$s = \frac{0.22}{0.0077} = 28.94 \text{ in. (73 cm)}$$

បន្ទាប់មកយើងត្រូវពិនិត្យ A_v អប្បបរមាដែលជាតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោមតម្លៃទាំងពីរខាងក្រោម

$$A_v = \frac{50b_ws}{f_y}$$

និង
$$A_v = \frac{A_{ps} f_{ps} s}{80 f_y d_p} \sqrt{\frac{d_p}{b_w}}$$

ដូចនេះគំលាតអនុញ្ញាតអតិបរមា $\leq 0.75h \leq 24 \text{ in.}$ ។ ប្រើដែកកងអក្សរ U #3 ដែលមានគំលាត 22 in.

គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្សលើប្រវែង 84 in. ពីផ្ទៃរបស់ទម្រង់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៥.៤ ។

មុខកាត់សម្រាប់ការរៀបដែក (ជំហានទី៨) ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២០ ។

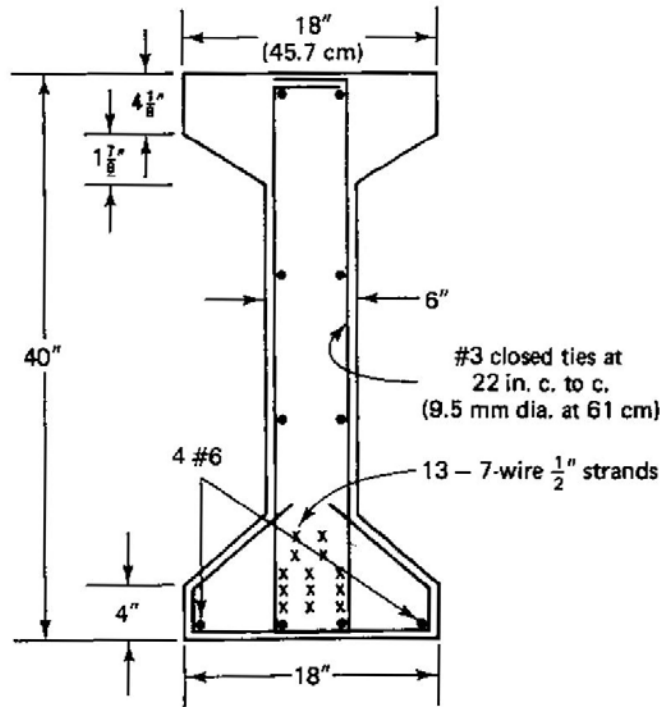


Figure 5.20 Web reinforcement details in Example 5.5.

៥.១៤. Design of Web Reinforcement for a PCI Double T-Beam

ឧទាហរណ៍ ៥.៦: ផ្ទៃ T ឌុបទម្រង់សាមញ្ញ PCI 12 DT 34 មានល្វែង 70 ft (21.3m) ។ វាវង់ service dead load 200 plf (29 kN/m) ដោយរួមបញ្ចូលទាំងកម្រាលពីលើបន្ថែម និង service live load $W_L = 720 \text{ plf}$ ។ គណនាដែកកងដែលត្រូវការដើម្បីការពារ shear cracking នៅត្រង់មុខកាត់មួយភាគបួននៃល្វែង 17 ft 6 in. (5.3m) ពីទម្រង់ ដោយគណនា nominal web-shear strength V_c តាម detailed design method ។ ហើយ

គណនា dowel reinforcement ប្រសិនបើចាំបាច់ ដោយសន្មតថាផ្ទៃខាងលើរបស់ឆ្នឹម T ចាក់ស្រាប់អត់គ្រើម ។
 លក្ខណៈមុខកាត់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២១ ជាមួយនឹងទិន្នន័យខាងក្រោម៖

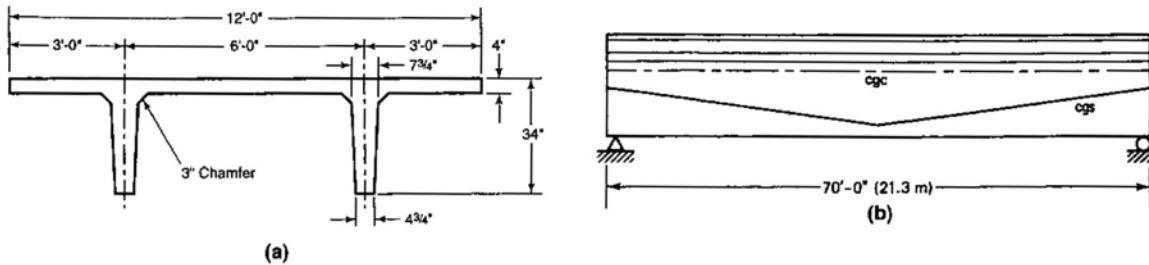


Figure 5.21 Beam geometry in Example 5.5. (a) Section. (b) Elevation.

Section property	Pretopped
A_c	978 in. (6310cm ²)
I_c	86,072 in. ⁴ (3.58X10 ⁶ cm ⁴)
r^2	88.0 in. ² (568cm ²)
c_b	25.77 in. (65.5cm)
c_t	8.23 in. (20.9cm)
S_b	3,340 in. ⁴ (54,733cm ³)
S'	10,458 in. ³ (171,376cm ³)
W_D	1,019 plf (14,870N/m)
$2b_w$	12.50 in. (32cm)

ទិន្នន័យផ្សេងទៀត៖

$$f'_c \text{ (បេតុងចាក់ស្រាប់)} = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{cc} \text{ (បេតុងសម្រាប់ចាក់កម្រាលខាងលើ)} = 3,000 \text{ psi} (20.7 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 4,000 \text{ psi} (27.6 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa}), \text{ low-relaxation steel}$$

$$f_{ps} = 240,000 \text{ psi} (1,655 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 148,000 \text{ psi} (1,020 \text{ MPa})$$

$$e_e = 11.38 \text{ in.} (28.3 \text{ cm})$$

$$e_c = 21.77 \text{ in.} (57.2 \text{ cm})$$

$$A_{ps} = \text{strand អង្កត់ផ្ចិត } 1/2 \text{ in.} (12.7 \text{ mm}) \text{ ចំនួន 18}$$

$$f_{yv} \text{ សម្រាប់ដៃកកង} = 60,000 \text{ psi} (414 \text{ MPa})$$

ប្រើតម្លៃសម្រាប់ប្រវែងប្រសិទ្ធភាព d_p សម្រាប់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងក៏ដូចជាមុខកាត់ផ្សេងទៀត ។ ចំណាំថា b_w សម្រាប់ទ្រនុងទាំងពីរ $= 2(4.75 + 7.75) / 2 = 12.5in.(32cm)$ ។

ដំណោះស្រាយ:

$$W_u = 1.2(200 + 1,091) + 1.6 \times 720 \cong 2,615 plf (38.15 kN / m)$$

$$V_u \text{ នៅត្រង់ផ្នែរបស់ទម្រង់} = \frac{2,615 \times 70}{2} = 91,525 lb$$

$$V_n \text{ នៅត្រង់ } 17 ft 6 in. \text{ ពីផ្នែរបស់ទម្រង់} = \frac{1}{0.75} \left(91,525 \times \frac{(35 - 17.5)}{35} \right) \\ = 61,017 lb (271 kN)$$

1. Flexure-shear cracking V_{ci} (ជំហានទី២)

$$d_p = 34 - 25.77 + 21.77 = 30.0 in. (76 cm)$$

$$P_e = 18 \times 0.153 \times 148,000 = 407,592 lb (18,176 kN)$$

$$e \text{ នៅត្រង់ } 17 ft 6 in. \text{ ពីទម្រង់} = 11.38 + (21.77 - 11.38) \frac{17.5}{35} = 16.58 in.$$

ប្រើលក្ខណៈមុខកាត់ចាក់ស្រាប់សម្រាប់គណនា f_{ce} និង f_d ដូចរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែកទី ៥

$$f_{ce} = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e c_b}{r^2} \right) = -\frac{407,592}{978} \left(1 + \frac{16.58 \times 25.77}{88.0} \right) \\ = 2,440 psi (16.8 MPa)$$

ប្រើកុងត្រាំងសង្កត់សរសៃខាងក្រៅអនុញ្ញាតដូចខាងក្រោម:

(a) ប្រេកុងត្រាំង + បន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ : $f_c = 0.45 f'_c$

(b) ប្រេកុងត្រាំង + បន្ទុកសរុប (ដោយអនុញ្ញាតដោយកើនឡើង 33% ដែលបណ្តាលពី transient load: $f_c = 0.60 f'_c$) ។

ចំណាំថាទោះបីជា $f_{ce} = 0.45 f'_c$ ក៏ដោយ ក៏វាមិនជះឥទ្ធិពលដល់រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ដែរ ដោយសារ f_{ce} បណ្តាលមកតែពីកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងប៉ុណ្ណោះ ហើយដោយសារការរួមបញ្ចូលទាំងបន្ទុកផ្ទាល់បានកាត់បន្ថយវាអោយតូចជាង $0.45 f'_c$ ។ ដូចនេះយើងមាន

$$\text{បន្ទុកផ្ទាល់ } W_D = 1,019 plf$$

$$M_{17.5} = \frac{W_D x(l-x)}{2} = \frac{1,019 \times 17.5(70 - 17.5)}{2} \times 12$$

$$= 5,617,238 in.-lb (634 kN.m)$$

$$f_d = \frac{M c_b}{I_c} = \frac{5,617,238 \times 25.77}{86,072} = 1,682 psi (11.6 MPa)$$

$$\begin{aligned}
 M_{cr} &= S_b (6.0 \lambda \sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \\
 &= 3,340 (6.0 \times 1.0 \sqrt{5,000} + 2,440 - 1,682) \\
 &= 3,948,762 \text{ in.} - \text{lb} (445 \text{ kN.m})
 \end{aligned}$$

គេគួរចំណាំថាមេគុណ 6.0 នៅក្នុងសមីការ cracking moment មានតម្លៃតូច ដោយសារគេយក modulus of rupture 7.5 ។ ប្រសិនបើគេប្រើ 7.5 នៅក្នុងសមីការខាងលើ នោះ cracking moment នឹងមានតម្លៃ 4,303,022 in. - lb អញ្ចឹងវានឹងកាត់បន្ថយចំនួនរបស់ដែកកងនៅក្នុងការគណនានេះ ។

កម្លាំងគ្មានមេគុណដែលបណ្តាលពីបន្ទុកផ្ទាល់គឺ

$$V_d = W_D \left(\frac{l}{2} - x \right) = 1,019 \left(\frac{70}{2} - 17.5 \right) = 17,833 \text{ lb}$$

$$W_{SD} = 200 \text{ plf}$$

$$W_L = 720 \text{ plf}$$

អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកខាងក្រៅមេគុណគឺ

$$W_U = 1.2 \times 200 + 1.6 \times 720 = 1,392 \text{ plf} (20.4 \text{ kN} / \text{m})$$

$$V_i = W_U \left(\frac{l}{2} - x \right) = 1,392 \left(\frac{70}{2} - 17.5 \right) = 24,360 \text{ lb} (108 \text{ kN})$$

$$M_{\max} = W_U x \left(\frac{l-x}{2} \right) = \frac{1,392 \times 17.5 (70 - 17.5)}{2} \times 12$$

$$= 7,673,400 \text{ in.} - \text{lb} (867 \text{ kN.m})$$

$$V_{ci} = 0.6 \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p + V_p + \frac{V_i}{M_{\max}} \times (M_{cr}) \geq 1.7 \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p$$

$$= 0.6 \times 1.0 \times \sqrt{5,000} \times 12.5 \times 30.0 + 17,833 + \frac{24,360}{7,673,400} (3,948,762)$$

$$= 46,279 \text{ lb} (201 \text{ kN})$$

$$1.7 \lambda \sqrt{f'_c} b_w d_p = 1.7 \times 1.0 \sqrt{5,000} \times 12.5 \times 30.0 = 45,078 \text{ lb} < 46,279 \text{ lb}$$

ដូចនេះ $V_{ci} = 46,279 \text{ lb}$ លុប

2. Web-shear cracking, V_{cw} (ជំហានទី២)

$$\bar{f}_c = \frac{P_e}{A_c} = \frac{407,592}{978} = 417 \text{ psi} (2.9 \text{ MPa})$$

សម្រាប់បង្កប់ញ្ញវរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង

$$V_p = P_e \tan \theta = 407,592 \frac{(21.77 - 11.38)}{70 / 2 \times 12} = 10,083 \text{ lb} (44.0 \text{ kN})$$

$$\begin{aligned}
 V_{cw} &= (3.5\lambda\sqrt{f'_c} + 0.3\bar{f}_c)b_w d_p + V_p \\
 &= (3.5\sqrt{5,000} + 0.3 \times 417)12.5 \times 30.0 + 10,083 \\
 &= 149,803lb \text{ និង } V_{ci} = 46,279lb
 \end{aligned}$$

V_c ជាតម្លៃតូចជាងគេនៃ V_{ci} និង V_{cw} ដូចនេះ

$$V_c = V_{ci} = 46,279lb$$

3. គណនាដែកកង (ជំហានទី៣-៨)

យើងមាន $V_c = 46,279lb$

ដូចនេះ $\frac{1}{2}V_c = 23,140lb$

V_u / ϕ នៅត្រង់មុខកាត់ $17.5 ft$ ព័ទ្ធប្រមូល = $61,017lb > V_c > \frac{1}{2}V_c$ ដូចនេះគេចាំបាច់គណនាដែកកង។

ប្រសិនបើ $V_u / \phi < V_c > \frac{1}{2}V_c$ គេត្រូវការត្រឹមតែដែកកងអប្បបរមា។

$$\begin{aligned}
 \frac{A_v}{s} \text{ តម្រូវការ} &= \frac{V_u - V_c}{f_y d_p} = \frac{(V_u / \phi) - V_c}{f_y d_p} = \frac{61,017 - 46,279}{60,000 \times 30.0} \\
 &= 0.0082 in.^2 / in.
 \end{aligned}$$

ដោយប្រើ $d \cong d_p = 30.0in.$ និង $b_w = 12.5in.$

$$\left(\frac{A_v}{s}\right)_{\min} = \frac{A_{ps}}{80} \frac{f_{pu}}{f_y d_p} \sqrt{\frac{d_p}{b_w}} = \frac{18 \times 0.153}{80} \times \frac{270,000}{60,000 \times 30.0} \sqrt{\frac{30.0}{12.5}} = 0.0080$$

$$0.75\sqrt{f'_c} = 0.75\sqrt{5,000} = 53$$

ឬ $\left(\frac{A_v}{s}\right)_{\min} = \frac{53b_w}{f_y} = \frac{53 \times 12.5}{60,000} = 0.011 in.^2 / in.$

ដូចនេះ តម្លៃតូចជាងគេនៃតម្លៃអប្បបរមាទាំងពីរគឺ

$$\left(\frac{A_v}{s}\right)_{\min} = 0.0080 in.^2 / in. = 0.010 in.^2 / ft \text{ សម្រាប់ទ្រនុងទាំងពីរ ឬ } 0.005 in.^2 / ft$$

សម្រាប់ទ្រនុងមួយ

សាកល្បង D5 deformed welded wire fabric មួយជួរដោយគំណាត់ $10in.$ គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស។

គំណាត់អនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ $0.75h \leq 24in.$ ដូចនេះយើងមាន

$$0.75h = 0.75 \times 34 = 25.5in.$$

ដូចនេះ ទទួលយកដែកកង D5 WWF មួយជួរក្នុងមួយស្រទាប់ដោយមានគំណាត់ $10in.$ គិតពីអ័ក្សទៅ

អ័ក្សនៅត្រង់មុខកាត់នៃមួយភាគបួនល្វែង។

ចំណាំថា ដោយប្រៀបធៀបដំណោះស្រាយសម្រាប់ V_{ci} និង V_{cw} នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៥.៦ តម្លៃខ្ពស់ជាងគេរបស់ V_{ci} ស្ថិតនៅក្បែរទម្រង់ ហើយថយចុះយ៉ាងលឿនទៅរកកណ្តាលល្វែង នៅពេលដែលបម្រែបម្រួលរបស់ V_{cw} មានតម្លៃតូចជាង ដូចដែលឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.១៣ ។ គេចាំបាច់គណនា flexure shear V_{ci} និង web shear V_{cw} នៅច្រើនមុខកាត់តាមបណ្តោយល្វែងដើម្បីកំណត់ការរាយដែកកងប្រកបដោយប្រសិទ្ធភាពបំផុត ។ កម្មវិធីកុំព្យូទ័រសម្រួលការគណនាតម្លៃទាំងនេះលើចន្លោះចំណោម (ដូចជា $\frac{1}{10}$ នៃល្វែង) ហើយគេអាចសង់ដ្យាក្រាមស្រដៀងគ្នានឹងដ្យាក្រាមនៅក្នុងរូបទី ៥.១៣ ដែលបង្ហាញពីបម្រែបម្រួលនៃស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់របស់ទ្រនុងតាមបណ្តោយល្វែង ។

4. គណនា dowel steel សម្រាប់ full composite section ដែលមាន topping បន្ថែម 2in.

(ជំហានទី៩) ប្រសិនបើគេបន្ថែម topping បែបនេះទៅលើ pretopped section នៅពេលក្រោយ ។

មុខកាត់នៅត្រង់ $\frac{1}{2}d_p$ ពីផ្នែកសំទម្រ

$$d_p = 30.0 + 2.0 = 32.0 \text{ in.}$$

$$V_u \text{ នៅត្រង់ទម្រ} = 91,525(408 \text{ kN})$$

$$\frac{1}{2}d_p = \frac{32.0}{2 \times 12} = 1.33 \text{ ft}(40 \text{ cm})$$

$$h/2 = 17 \text{ in.} = 1.33 \text{ ft}$$

$$V_u = 91,525 \times \left(\frac{35 - 1.33}{35} \right) = 88,047 \text{ lb}(393 \text{ kN})$$

$$V_{nh} \text{ តម្រូវការ} = \frac{V_u}{\phi} = \frac{88,047}{0.75} = 117,393 \text{ lb}(522 \text{ kN})$$

$$b_v = 12 \text{ ft}$$

$$h_{\text{topping}} = 2 \text{ in.}$$

ពីរូបទី ៥.១៤

$$C_c = 0.85 f'_{cc} A_{\text{top}} = 0.85 \times 3,000 \times 12 \times 12 \times 2 = 734,400 \text{ lb}(3,267 \text{ kN})$$

$$T_s = A_{ps} f_{ps} = 18 \times 0.153 \times 240,000 = 660,960 \text{ lb}(2,940 \text{ kN})$$

$$< C_c = 734,400 \text{ lb}$$

$$\text{ដូចនេះ } F_h = 660,960 \text{ lb}(2,178 \text{ kN})$$

$$l_{vh} = \frac{70 \times 12}{2} = 420 \text{ in.}(1,067 \text{ cm})$$

$$b_v = 144 \text{ in.}(366 \text{ cm})$$

$$80b_v l_{vh} = 80 \times 144 \times 420 = 4,838,400 \text{ lb}(21,520 \text{ kN}) >> 660,960 \text{ lb}$$

គេមិនត្រូវការ dowel reinforcement ដើម្បីទាក់នៅក្នុង topping ដែលត្រូវបន្ថែមនៅពេលក្រោយ 2in. ដើម្បីបាន full composite action ទេ ។ គេទទួលយកមុខកាត់នេះ នៅពេលវាមានលក្ខណៈគ្រប់គ្រាន់ សម្រាប់ flexural, ភាពងាប់ និងតម្រូវការសម្រាប់ការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះ ។

៥.១៥. Brackets and Corbels

Bracket និង corbel ជា short-haunched cantilever ដែលលយចេញពីផ្ទៃខាងរបស់សសរ ឬ ជញ្ជាំងបេតុងដើម្បីទ្របន្ទុកចំណុចដែលឆ្លង ឬប្រតិកម្មរបស់ផ្ទៃមុខ ។ វាជាធាតុយ៉ាងសំខាន់របស់គ្រឿងបង្កសម្រាប់ ទ្រទ្វីមចាក់ស្រាប់, gantry girder និងទម្រង់ផ្សេងទៀតនៃប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កចាក់ស្រាប់ ។ បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង និងបេតុងចាក់ស្រាប់ត្រូវបានប្រើយ៉ាងច្រើន និងកើនឡើងយ៉ាងរហ័ស ហើយល្វែងកាន់តែវែងត្រូវបានសាងសង់ ដែលធ្វើអោយបន្ទុកកម្លាំងកាត់ទទឹងធំនៅត្រង់ទម្រ ។ ដូចនេះ ការសិក្សាគណនា bracket និង corbel ក្លាយជា បញ្ហាកាន់តែសំខាន់ ។ សុវត្ថិភាពរបស់គ្រឿងបង្កទាំងមូលអាស្រ័យនឹងការសិក្សាគណនា និងការសាងសង់អង្កត់ ទម្រនេះ ។

សម្រាប់ bracket និង corbel ផលធៀបរបស់ shear arm ឬល្វែងលើកម្ពស់របស់ corbel ជារឿយៗ មានតម្លៃតូចជាង 1.0 ។ ផលធៀបតូចបែបនេះកែប្រែស្ថានភាពក្នុងត្រាំងរបស់អង្កត់ទៅជាក្នុងត្រាំងពីរទំហំ ។ ដូចនេះ កំហុចទ្រង់ទ្រាយដោយសារកំលាំងកាត់ (shear deformation) នឹងមានឥទ្ធិពលលើ nonlinear stress behavior របស់ bracket ឬ corbel នៅក្នុងស្ថានភាពអេឡាស្ទិច និងស្ថានភាពបន្ត ហើយរស្មីស្តង់កម្លាំងកាត់ ក្លាយទៅជាកត្តាសំខាន់ ។ Corbel ក៏ខុសពីផ្ទៃមុខជ្រៅ (deep beam) ដោយមានកម្លាំងដេកយ៉ាងធំដែលផ្ទេរពីផ្ទៃមុខ ទៅ corbel ឬ bracket ។ កម្លាំងដេកទាំងនេះបានពី long-term shrinkage និង creep deformation របស់ ផ្ទៃមុខ ដែលក្នុងករណីជាច្រើនវាត្រូវបានផ្គុំជាប់ទៅនឹង bracket ។

ជាទូទៅ ស្នាមប្រេះភាគច្រើនជាស្នាមប្រេះបញ្ឈរ ឬជាស្នាមប្រេះកម្លាំងកាត់សុទ្ធច្រេតចោត (steeply inclined pure shear cracks) ។ ជារឿយៗ វាចាប់ផ្តើមពីចំណុចដែលបន្ទុកចំណុចអនុវត្តន៍ ហើយរាលដាលទៅ កាន់ជ្រុងខាងក្រោមនៃចំណុចកាត់គ្នារវាង bracket និងផ្ទៃសសរ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២២(a) ។ ឬមួយក៏វា ចាប់ផ្តើមនៅត្រង់កាត់ជ្រុងខាងលើរបស់ bracket ឬ corbel ហើយបន្តចុះក្រោមស្មើតែបញ្ឈរទៅកាន់សរសៃខាង ក្រោមរបស់វា ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២២(b) ។ ទម្រង់នៃការបាក់ផ្សេងទៀតនៅក្នុងធាតុទម្រនេះត្រូវបាន បង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២២(c) និង (d) ។ វាក៏អាចកើតតាមរយៈបន្ទុកនៃរូបខាងលើ ។ Bearing failure ក៏អាច កើតឡើងពីការបែករបស់បេតុងនៅពីខាងក្រោម concentrated load-bearing plate ប្រសិនបើ bearing area មិនមានសមាមាត្រគ្រប់គ្រាន់ ។

នៅក្នុងផ្នែកខាងក្រោម យើងនឹងរៀបរាប់ពីដៃកសំខាន់នៅក្នុង corbel ឬ bracket ។ ការបាក់របស់វា អាចប្រាប់ពីករណីដែលមិនមាន full anchorage development របស់ដៃក ។

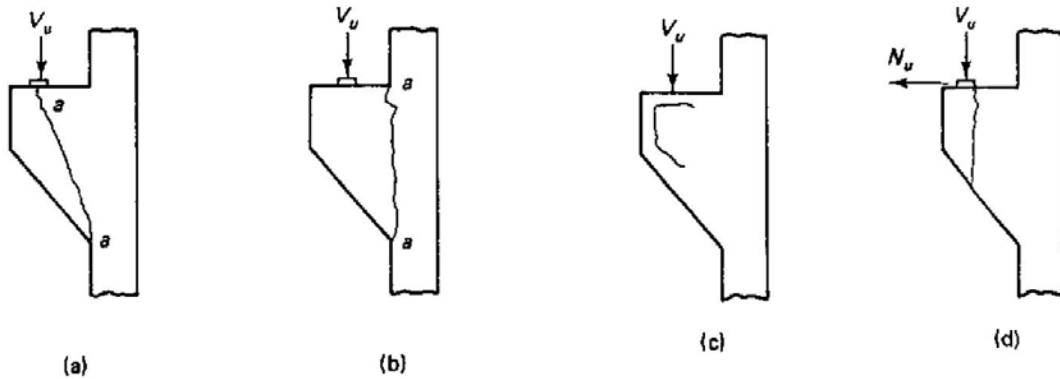


Figure 5.22 Failure patterns. (a) Diagonal shear. (b) Shear friction. (c) Anchorage splitting. (d) Vertical splitting.

៥.១៥.ក. ទ្រឹស្តីកម្លាំងកាត់កកិត សម្រាប់ការផ្ទេរកម្លាំងកាត់នៅក្នុង Corbel

Shear Friction Hypothesis for Shear Transfer in Corbels

Corbel ដែលចាក់នៅពេលផ្សេងគ្នាពីសសរអាចនឹងមាន shear crack នៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះដោយសារកើតមានការផ្ទេរកម្លាំងកាត់ ។ ផលធៀប a/d កាន់តែតូច ការកើតមានកម្លាំងកាត់សុទ្ធ (pure shear) តាមប្លង់បញ្ឈរកាន់តែធំ ។ ការធ្វើការនេះបង្ហាញអោយឃើញកាន់តែច្បាស់នៅក្នុងករណីដែល corbel មានស្នាមប្រេះនៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះដោយសារសម្ភារៈពីរមិនដូចគ្នា ។

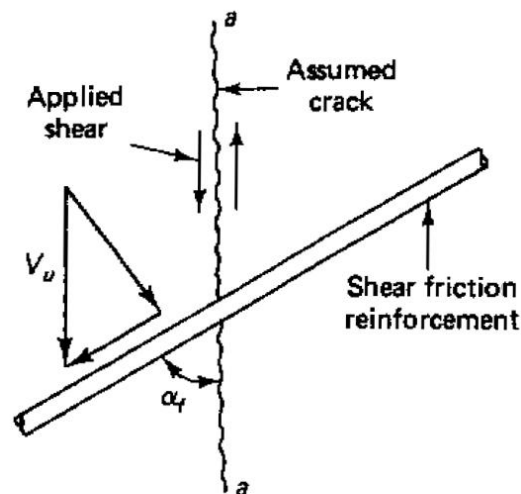


Figure 5.23 Shear-friction reinforcement at crack.

វិធីកម្លាំងកាត់កកិត (shear friction approach) នៅក្នុងករណីនេះត្រូវបានណែនាំដោយ ACI ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២២(b) ។ គេសន្មតថា ប្លង់បញ្ឈរច្របូក (a-a នៅក្នុងរូបទី ៥.២៣) ដែលកើតមាននៅលើ corbel រអិលនៅពេលដែលវាទៅដល់ស្ថានភាពកំណត់នៃការបាក់របស់វា ។ គេប្រើមេគុណកកិត μ ដើម្បីបំប្លែងកម្លាំងទប់ទល់ដករបស់ well-anchored closed ties ទៅជាកម្លាំងទប់ទល់ធម្មតាបញ្ឈរដែលធំជាងកម្លាំងកាត់មេគុណខាងក្រៅ ។ ដូចនេះ កម្លាំងកាត់ទប់ទល់បញ្ឈរធម្មតា (nominal vertical resisting shear force)

$$V_n = A_{vf} f_y \mu \quad (5.34a)$$

$$A_{vf} = \frac{V_n}{f_y \mu} \quad (5.34b)$$

ដែល A_{vf} ជាក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ដៃកកិតដក (horizontal anchored closed shear ties)

កម្លាំងកាត់បញ្ឈរមេគុណខាងក្រៅ $V_u \leq \phi V_n$ ដែលសម្រាប់បេតុងធម្មតា

$$V_n \leq 0.2 f'_c b_w d \quad (5.35a)$$

$$\text{ឬ} \quad V_n \leq 800 b_w d \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.35b)$$

$$V_n \leq 5.6 b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដោយយកមួយណាដែលមានតម្លៃតូចជាង ។ គេអាចកំណត់កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពតម្រូវការ d របស់ corbel ពីសមីការ 5.35a ឬ b ដោយយកមួយណាដែលមានតម្លៃធំជាងគេ ។

សម្រាប់ all-lightweight concrete ឬ sand-lightweight concretes រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ V_n មិនត្រូវមានតម្លៃធំជាង $(0.2 - 0.07a/d) f'_c b_w d$ ឬ $(800 - 280a/d) b_w d$ សម្រាប់ខ្នាត US $(5.6 - 1.96) b_w d$ សម្រាប់ខ្នាត SI ។

ប្រសិនបើ shear friction reinforcement ទ្រេតដើម្បីធ្វើអោយកើតមានកម្លាំងទាញនៅក្នុង shear friction steel

$$V_n = A_{vf} f_y (\mu \sin \alpha_f + \cos \alpha_f) \quad (5.35c)$$

ដែល α_f ជាមុំរវាង shear friction reinforcement ជាមួយនឹងប្លង់កម្លាំងកាត់ ។ ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដៃកកិត

$$A_{vf} = \frac{V_n}{f_y (\mu \sin \alpha_f + \cos \alpha_f)} \quad (5.35d)$$

គេសន្មតថា រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ទាំងអស់កើតមានដោយសាររេស៊ីស្តង់នៅត្រង់ស្នាមច្របូករវាង corbel និងសសរ ។ មេគុណ ACI របស់កម្លាំងកាត់ μ មានតម្លៃដូចខាងក្រោម៖

បេតុងចាក់នៅក្នុងពេលជាមួយគ្នា (concrete cast monolithically)	1.4λ
បេតុងដែលចាក់ភ្ជាប់នឹងបេតុងដែលមានផ្ទៃត្រឹម	1.0λ
បេតុងដែលចាក់ភ្ជាប់នឹងបេតុងដែលមានផ្ទៃអត់ត្រឹម	0.6λ
បេតុងដែលភ្ជាប់ទៅនឹងដែកគ្រឿងបង្កំ	0.7λ

$\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា, 0.85 សម្រាប់ sand-lightweight concrete និង 0.75 សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាលទាំងអស់ ។ តម្លៃ PCI មានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពតិចជាងតម្លៃ ACI ដែលឈរលើការពិសោធន៍ ។

ប្រសិនបើគេប្រើបេតុងរេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ (polymer-modified concrete) នៅក្នុង corbel ដើម្បីភ្ជាប់ជាមួយនឹងបេតុងធម្មតារបស់សសរ នោះគេត្រូវប្រើតម្លៃ μ ធំជាងគេក្នុងតារាងខាងលើ ។ ការងារនៅការដ្ឋានត្រូវការប្រើតម្លៃដែលធំ ។

គេអោយផ្នែកខ្លះរបស់ដែកដេក A_{vf} ចូលរួមនៅក្នុងដែកទាញខាងលើ ហើយគេពង្រាយផ្នែកដែលនៅសល់របស់ A_{vf} តាមកម្ពស់របស់ corbel ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២៤ ។ ការគណនាស្រទាប់ដែកដេកខាងលើ A_s នឹងត្រូវបានរៀបរាប់នៅផ្នែកបន្ត ។

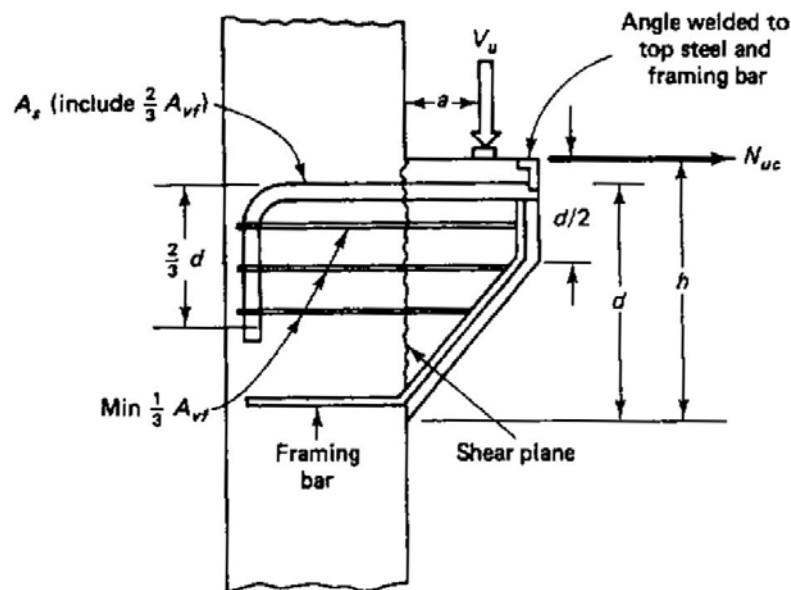


Figure 5.24 Reinforcement schematic for corbel design by the shear friction hypothesis.

៥.១៥.២. ឥទ្ធិពលកម្លាំងដេកខាងក្រៅ (Horizontal External Force Effect)

នៅពេលដែលគេចាក់ corbel ឬ bracket ក្នុងពេលជាមួយគ្នានឹងសសរ ឬជញ្ជាំង ហើយវារងនូវកម្លាំងទាញដេកធំ N_{uc} ដែលបានពិធីមដែលទ្រដោយ corbel, គេប្រើ modified approach ដែលជារឿយៗគេហៅ

វាថា strut theory approach ។ នៅគ្រប់ករណីទាំងអស់ កម្លាំងដេកមេគុណ N_{uc} មិនអាចធំជាងកម្លាំងកាត់មេគុណបញ្ឈរ V_u ទេ ។ ដូចដែលបានឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.២៥ គេត្រូវដាក់ដែក A_n អោយទប់នឹងកម្លាំង N_{uc}

$$\text{ដែល} \quad A_n = \frac{N_{uc}}{\phi f_y} \quad (5.36)$$

$$\text{ហើយ} \quad A_f = \frac{V_u a + N_{uc}(h - d)}{\phi f_y j d} \quad (5.37)$$

គេក៏ត្រូវដាក់ដែក A_f ដើម្បីទប់នឹងម៉ូម៉ង់ពត់ដែលបណ្តាលពី V_u និង N_{uc} ។

តម្លៃរបស់ N_{uc} ដែលពិចារណានៅក្នុងការគណនាមិនគួរតូចជាង $0.2V_u$ ទេ ។ គេអាចទទួលបានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលរបស់ក្រឡាផ្ទៃដែករងការពត់ A_f (flexural steel area) ដោយសមីការធម្មតាសម្រាប់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលផ្ដើមបាក់

$$A_f = \frac{M_u}{\phi f_y j d} \quad (5.38)$$

ដែល $M_u = V_u a + N_{uc}(h - d)$ និង $\phi = 0.75$ ។ អ័ក្សរបស់មុខកាត់ដែលសន្មត់ស្ថិតនៅតាមបណ្តោយ compression strut ទ្រូតផ្គុំបានមុំ β ជាមួយនឹង tension tie A_s ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូប ។ មាឌរបស់ប្លុកសង្កត់គឺ

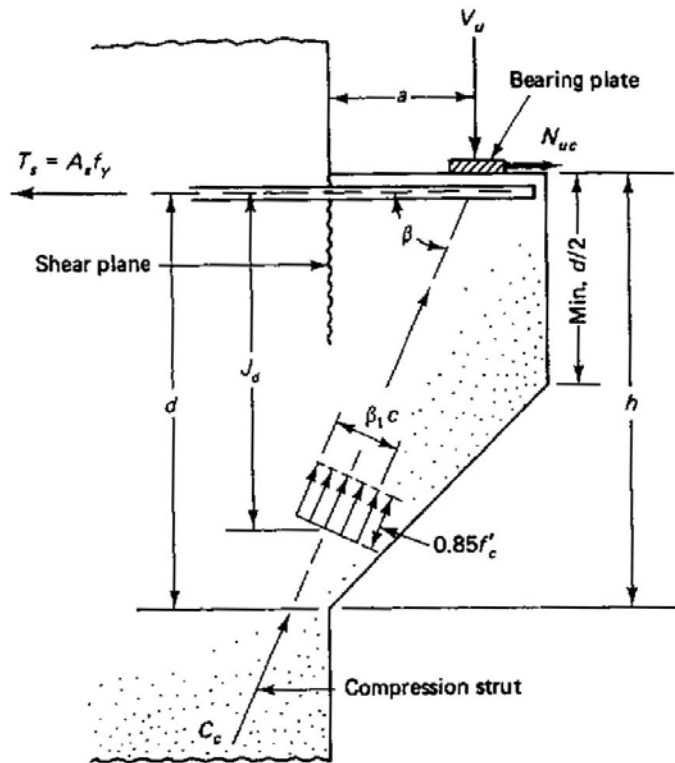


Figure 5.25 Compression strut in corbel.

$$C_c = 0.85 f'_c \beta_1 c b = \frac{T_s}{\cos \beta} = \frac{A_s f_y}{\cos \beta} = \frac{V_u}{\sin \beta} \quad (5.39a)$$

ពីសមីការខាងលើ គេអាចទទួលបានកម្ពស់របស់ប្លុក $\beta_1 c$ ដែលកែងទៅនឹងទិសដៅរបស់ compressive strut

$$\beta_1 c = \frac{A_s f_y}{0.85 f'_c b \cos \beta} \quad (5.39b)$$

កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព $d - \beta_1 c / 2 \cos \beta$ ក្នុងទិសដៅបញ្ឈរផ្តល់នូវដៃឃ្លាស់ jd រវាងកម្លាំង T_s និងបង្កកម្លាំងដេក C_c នៅក្នុងរូបទី ៥.២៥ ។ ដូចនេះ

$$jd = d - \frac{\beta_1 c}{2 \cos \beta} \quad (5.39c)$$

ប្រសិនបើយើងជំនួសតម្លៃ jd ទៅក្នុងសមីការ 5.38 នោះ

$$A_f = \frac{M_u}{\phi f_y (d - \beta_1 c / 2 \cos \beta)} \quad (5.40)$$

ដើម្បីកាត់បន្ថយការសាកល្បង និងការកែតម្រូវច្រើនដង គេអាចប្រើតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលរបស់ប្រវែងដៃឃ្លាស់ jd ដែលបានពីសមីការ 5.39c សម្រាប់ករណីជាច្រើនដូចខាងក្រោម

$$jd \cong 0.85d \quad (5.41a)$$

$$\text{ដូចនេះ} \quad A_f = \frac{M_u}{0.85 \phi f_y d} \quad (5.41b)$$

គេអាចគណនាដែកទាញ A_s និងដាក់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២៦

$$A_s \geq \frac{2}{3} A_{vf} + A_n \quad (5.42)$$

$$\text{ឬ} \quad A_s \geq A_f + A_n \quad (5.43)$$

ដោយយកមួយណាដែលមានតម្លៃធំជាង ។ បន្ទាប់មក

$$\rho = \frac{A_s}{bd} \geq 0.04 \frac{f'_c}{f_y}$$

ប្រសិនបើគេសន្មត់ A_n ជាក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ដែកកងបិទជិត ឬដែកកងដែលស្របទៅនឹង A_s នោះ

$$A_n \geq 0.5(A_s - A_f) \quad (5.44)$$

ក្រឡាផ្ទៃទ្រនាប់ (bearing) ដែលនៅពីខាងក្រោមបន្ទុកខាងក្រៅ V_u ដែលនៅពីលើ bracket មិនត្រូវលយចេញផុតពីដែកទាញមេ A_s ហើយវាក៏មិនត្រូវលយចេញពីផ្ទៃខាងក្នុងរបស់ transverse welded anchor bar ដូចបង្ហាញនៅក្នុង រូបទី ៥.២៦ ។

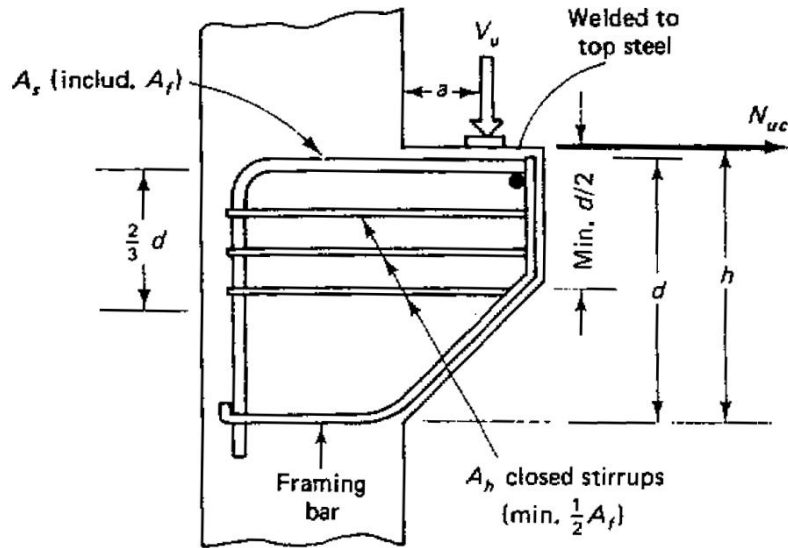


Figure 5.26 Reinforcement schematic for corbel design by strut theory.

៥.១៥.គ. ជំហាននៃការគណនា corbel (Sequence of Corbel Design Steps)

ដូចដែលបានរៀបរាប់ក្នុងផ្នែកខាងដើម កម្លាំងដេកមេគុណ N_{uc} កម្លាំងបញ្ឈរមេគុណ V_u និងម៉ូម៉ង់ពត់ $[V_u a + N_{uc}(h - d)]$ មានអំពើលើ corbel ។ ដើម្បីការពារការបាក់ គេត្រូវសិក្សាគណនា corbel អោយទប់ទល់នឹងប៉ារ៉ាម៉ែត្រទាំងបីនេះក្នុងពេលជាមួយគ្នា ដោយប្រើវិធីមួយក្នុងចំណោមវិធីពីរខាងក្រោមដែលអាស្រ័យទៅនឹងប្រភេទនៃការសាងសង់ corbel ថាតើគេសង់វាក្នុងពេលជាមួយគ្នានឹងសសរ ឬក៏អត់ ។

- សម្រាប់ corbel ដែលសង់ក្នុងពេលតែមួយជាមួយនឹងសសរ គណនាក្រឡាផ្ទៃដែក A_h របស់ដែកកងបិទជិតដែលដាក់នៅពីខាងក្រោមដែកទាញមេ A_s ។ ផ្នែកខ្លះរបស់ដែក A_h គឺបណ្តាលមកពី A_h ដែលបានពីសមីការ 5.36 ដែលទប់ទល់នឹងកម្លាំងដេក N_{uc} ។
- គណនាក្រឡាផ្ទៃដែក A_{vf} ដោយ shear friction hypothesis ប្រសិនបើ corbel និងសសរមិនត្រូវបានចាក់ក្នុងពេលជាមួយគ្នា ដោយប្រើផ្នែកខ្លះរបស់ A_{vf} តាមរយៈកម្ពស់របស់ corbel និងដោយការចូលរួមនៅក្នុងលំនឹងរបស់ក្រឡាផ្ទៃរបស់ស្រទាប់ដែកខាងលើ ។

ក្រឡាផ្ទៃដែកទាញមេ A_s ជាធាតុសំខាន់នៃវិធីទាំងពីរ ។ ការគណនា A_s អាស្រ័យទៅលើភាពល្មើសរបស់សមីការ 5.42 ឬ 5.43 ។ ប្រសិនបើសមីការ 5.42 លុប គេប្រើ $A_s = \frac{2}{3} A_{vf} + A_n$ ហើយចំណែកដែលនៅសល់ $\frac{1}{3} A_{vf}$ ត្រូវបានពង្រាយនៅលើកម្ពស់ $\frac{2}{3} d$ នៅក្បែរនឹង A_s ។ ប្រសិនបើសមីការ 5.43 លុប នោះ $A_s = A_f + A_n$ និងបន្ថែម $\frac{1}{2} A_f$ ត្រូវបានដាក់ក្នុងទម្រង់ដែកកងបិទជិតស្របទៅនឹង A_s ហើយត្រូវបានពង្រាយនៅលើប្រវែង $\frac{2}{3} d$ នៅក្បែរនឹង A_s ។

ក្នុងករណីទាំងពីរ ដែកទាញមេបូកនឹងដែកកងបិទជិតជាបរិមាណដែកសរុបដែល corbel ត្រូវការ ។ ដោយសារមេកានិចនៃការបាក់មានដីក្រកំណត់មិនបានខ្ពស់ ហើយការរំពឹងនៃការសាយភាយ shear crack មានលក្ខណៈមិនច្បាស់លាស់ ពេលខ្លះគេណែនាំអោយជ្រើសរើសយកក្រឡាផ្ទៃដែកទាញមេ A_s ណាដែលមានតម្លៃធំ ដោយមិនគិតពីករណីនៃការសង់ corbel ថាវាត្រូវបានសង់ក្នុងពេលជាមួយនឹងសសរនោះទេ ។

ដូចការរៀបរាប់ពីខាងដើម ដែកកងបិទជិតដេកក៏ជាធាតុសំខាន់នៅក្នុង corbel ដែរ ។ ដូចនេះ គេក៏ត្រូវការប្រើដែកកងបិទជិតទ្រេតបន្ថែម ។

ខាងក្រោមជាជំហាននៃការសិក្សាគណនា corbel:

1. គណនាកម្លាំងបញ្ជ្រវល់មេគុណ V_u និងកម្លាំងទប់ទល់ធម្មតា V_n របស់មុខកាត់ដោយអោយ $V_n \geq V_u / \phi$ ដែល $\phi = 0.75$ សម្រាប់គ្រប់ការគណនា ។ V_u / ϕ ត្រូវតែ $\leq 0.20 f'_c b_w d$ ឬ $\leq 800 b_w d$ (ខ្នាត US) $\leq 5.6 b_w d$ (ខ្នាត SI) សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា ។ ប្រសិនបើមិនដូច្នោះទេ គេត្រូវដំឡើងមុខកាត់នៅត្រង់ទម្រង់ ។
2. គណនា $A_{vf} = V_n / f_y \mu$ ដើម្បីទប់ទល់ shear friction force និងប្រើវានៅក្នុងការគណនាដែកទាញមេខាងលើ A_s ។
3. គណនាក្រឡាផ្ទៃដែករងការពត់ (flexural steel area) A_f និងក្រឡាផ្ទៃដែករងការទាញដោយផ្ទាល់ (direct tension steel area) A_n ដែល

$$A_f = \frac{v_u a + N_{uc}(h - d)}{\phi f_y j d}$$

ដែល $\phi = 0.90$

និង

$$A_n = \frac{N_{uc}}{\phi f_y}$$

ដែល $\phi = 0.75$

4. គណនាក្រឡាផ្ទៃដែកមេ (a) $A_s = \frac{2}{3} A_{vf} + A_n$ និង (b) $A_s = A_f + A_n$ ដោយយកមួយណាដែលមានតម្លៃធំជាងគេ ។ ប្រសិនបើ (a) លុប នោះក្រឡាផ្ទៃដែកដែលនៅសល់ $\frac{1}{3} A_{vf}$ ត្រូវបានប្រើជាដែកកងបិទជិតស្របទៅនឹង A_s ហើយត្រូវបានពង្រាយលើកម្ពស់ $\frac{2}{3} d$ ក្បែរ A_s ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២៤ ។ ប្រសិនបើ (b) លុប ប្រើ $\frac{1}{2} A_f$ បន្ថែមជាដែកបិទជិតដែលពង្រាយនៅលើកម្ពស់ $\frac{2}{3} d$ ក្បែរនឹង A_s ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២៦ ។ នោះ

$$A_h \geq 0.5(A_s - A_n)$$

និង

$$\rho = \frac{A_s}{bd} \geq 0.04 \frac{f'_c}{f_y}$$

ឬ

$$A_{s \min} = 0.04 \frac{f'_c}{f_y} bd$$

5. ជ្រើសរើសទំហំ និងគំណាត់ដែកសម្រាប់ corbel ដោយយកចិត្តទុកដាក់ជាពិសេសទៅលើការរៀបចំដែកលំអិត ដោយសារ corbel ជាច្រើនបាក់ដោយសារការលំអិតដែកមិនបានត្រឹមត្រូវ ។ រូបទី ៥.២៧ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់ការគណនាសមាមាត្ររបស់ corbel ។

៥.១៥.៣. Design of a Bracket or Corbel

ឧទាហរណ៍ ៥.៧៖ សិក្សាគណនា corbel ដើម្បីទ្រទ្រង់កម្រិតបញ្ជូនមេគុណ $V_u = 80,000 \text{ lb} (160 \text{ kN})$ ដែលមានអំពើនៅចម្ងាយ $a = 5 \text{ in} (127 \text{ mm})$ ពីផ្នែករបស់សសរ ។ Corbel មានទទឹង $b = 10 \text{ in} (254 \text{ mm})$ កម្រាស់សរុប $h = 18 \text{ in} (457 \text{ mm})$ ហើយកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព $d = 14 \text{ in} (356 \text{ mm})$ ។ គេអោយសម្មតិកម្មដូចខាងក្រោម៖

$$f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi} (414 \text{ MPa})$$

សន្មតថា corbel ត្រូវបានសង់ក្រោយពេលសសរសង់រួច ឬសង់ក្នុងពេលជាមួយគ្នានឹងសសរ ។ ទម្ងន់ផ្ទាល់របស់ corbel ត្រូវបានចោល ។

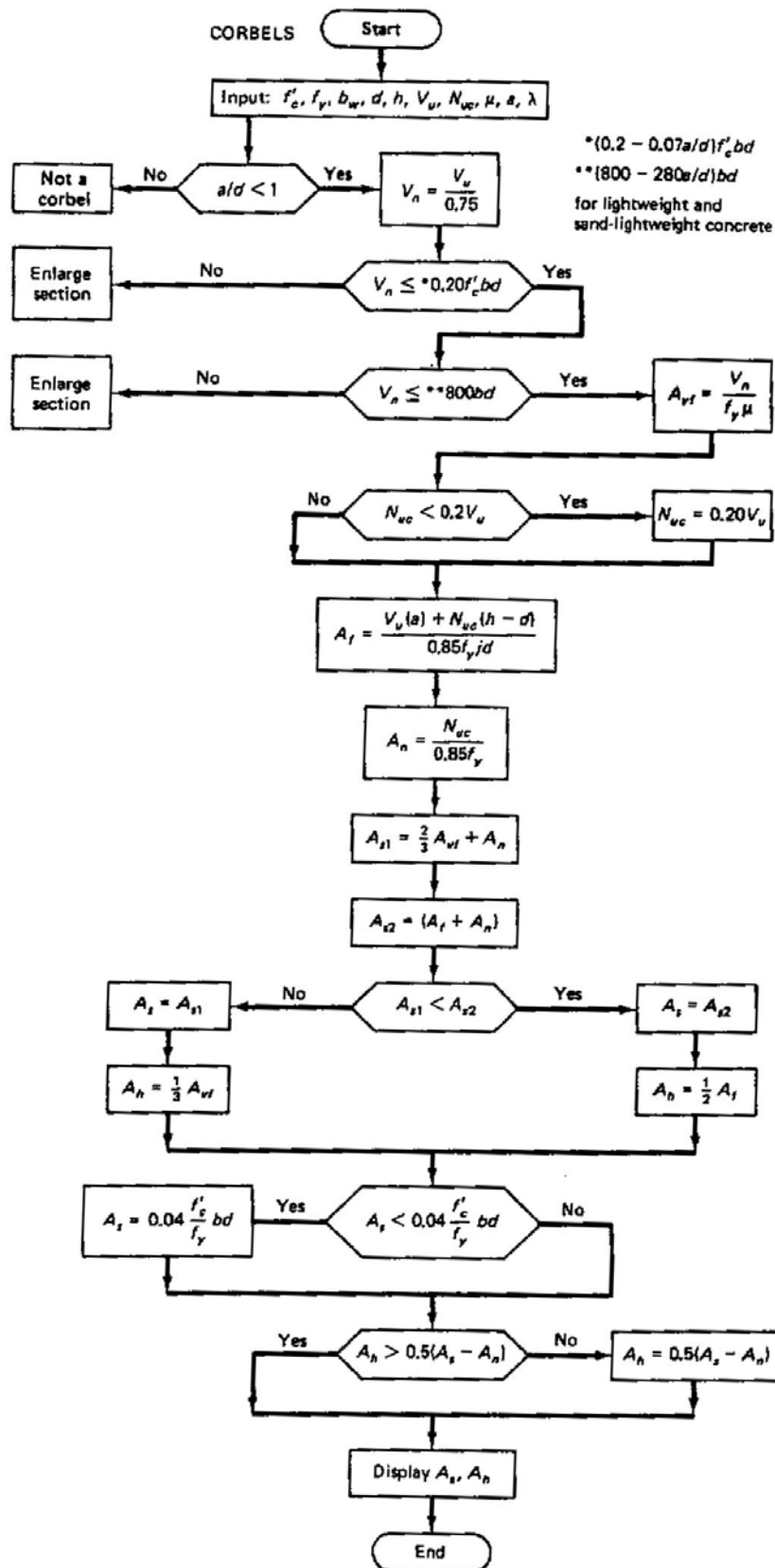


Figure 5.27 Flowchart for proportioning corbels.

ដំណោះស្រាយ:**ជំហាន1**

$$V_n \geq \frac{V_u}{\phi} = \frac{80,000}{0.75} = 106,667lb$$

$$0.2 f'_c b_w d = 0.2 \times 5,000 \times 10 \times 14 = 140,000lb > V_n$$

$$800b_w d = 800 \times 10 \times 14 = 112,000lb > V_n \quad \text{O.K.}$$

ជំហាន2

- (a) ការសង់ក្នុងពេលតែមួយ (monolithic construction) សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា $\mu = 1.4\lambda$

$$A_{vf} = \frac{V_u}{\phi_y \mu} = \frac{106,667}{60,000 \times 1.4} = 1.270in.^2 (819mm^2)$$

- (b) ការចាក់ក្នុងពេលផ្សេងគ្នា (nonmonolithic construction) $\mu = 1.0\lambda$

$$A_{vf} = \frac{106,667}{60,000 \times 1.0} = 1.777in.^2 (1110mm^2)$$

ជ្រើសរើសយក A_{vf} ណាដែលមានតម្លៃធំជាងគេ ដូចនេះ $A_{vf} = 1.777in.^2$

ជំហាន3

ដោយសារតែមិនអោយតម្លៃកម្លាំងដកខាងក្រៅ N_{uc} ដែលផ្ទេរពីថ្នមដែលដាក់ពីលើ នោះយើងយក

$$N_{uc} \text{ អប្បបរមា} = 0.20V_u = 0.2 \times 80,000 = 16,000lb$$

$$A_f = \frac{M_u}{\phi_y jd} = \frac{V_u a + N_{uc}(h-d)}{\phi_y jd} \quad (\text{ដែល } jd \cong 0.85d)$$

$$= \frac{80,000 \times 5 + 16,000(18-14)}{0.90 \times 60,000(0.85 \times 14)} = 0.727in.^2 (469mm^2)$$

$$A_n = \frac{N_{uc}}{\phi_y} = \frac{16,000}{0.75 \times 60,000} = 0.356in.^2 (280mm^2)$$

ជំហាន4

$$(a) \quad A_s = \left(\frac{2}{3} A_{vf} + A_n\right) = \frac{2}{3} \times 1.777 + 0.356 = 1.541in.^2$$

$$(b) \quad A_s = A_f + A_n = 0.727 + 0.356 = 1.083in.^2$$

$$A_{s \min} = 0.04 \frac{f'_c}{f_y} bd = 0.04 \times \frac{5,000}{60,000} \times 10 \times 14 = 0.47in.^2$$

$$< 1.541in.^2 \quad \text{O.K.}$$

$$\text{យក } A_s = 1.541in.^2 (994mm^2)$$

ដែកកងបិទជិតដេក

ដោយករណី (a) សរុប

$$\frac{1}{3} A_{vf} = \frac{1}{3} 1.777 = 0.592 in.^2$$

$$A_h = 0.5(A_s - A_n) = 0.5(1.541 - 0.356) = 0.593 in.^2$$

$$\text{ដោយ } A_h > \frac{1}{3} A_{vf} \text{ នោះយើងយក } A_h = 0.593 in.^2$$

ជំហាន 5 ជ្រើសរើសទំហំដែក

(a) A_s ដែលត្រូវការ $= 1.541 in.^2$ ប្រើ 3#7 $= 1.80 in.^2$ (ដែកដែលមានអង្កត់ផ្ចិត $22mm$ ចំនួនបីដើម អោយ $A_s = 1.161 mm^2$)

(b) A_h ដែលត្រូវការ $= 0.593 in.^2$ ប្រើដែកកងបិទជិត 3#3 $= 2 \times 3 \times 0.11 = 0.66 in.^2$ ពង្រាយលើកម្ពស់ $\frac{2}{3} d = 9.33 in.$ ។ ដូចនេះ គំណាត់របស់វាគឺ $3 in.$ ដោយគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។ ហើយប្រើដែក framing 3#3 និងដែក welded 1#7 ។

ប្លង់លំអិតសរសៃដែករបស់ bracket ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.២៨ ។ គេត្រូវត្រួតពិនិត្យ bearing area ដែលនៅពីក្រោមបន្ទុក និងគណនា bearing pad ដែល bearing stress ក្រោមអំពើបន្ទុកមេគុណ V_u មិនលើស $\phi(0.85 f'_c A_1)$ ដែល A_1 ជាក្រឡាផ្ទៃទ្រនាប់ (pad area) ។ យើងមានមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ bearing $\phi = 0.70$

$$V_u = 80,000 lb = 0.70(0.85 \times 5,000) A_1$$

$$A_1 = \frac{80,000}{0.70 \times 0.85 \times 5,000} = 26.9 in.^2 (16,813 mm^2)$$

ប្រើ plate $5 \frac{1}{2} in. \times 5 \frac{1}{2} in.$ ។ កម្រាស់របស់វាត្រូវបានគណនាដោយរក្សា plate មិនអោយខូចទ្រង់ទ្រាយនៅពេលរងបន្ទុក V_u ។

៥.១៦. កុងត្រាំងរមួល និងស៊ីស្តង់រមួល (Torsional Behavior and Strength)

៥.១៦.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

កុងត្រាំងរមួលកើតមាននៅក្នុង monolithic concrete នៅពេលដែលបន្ទុកធ្វើអំពើនៅត្រង់ចម្ងាយមួយពីអ័ក្សបណ្តោយរបស់អង្កត់គ្រឿងបង្គុំ ។ ចុងផ្ទៃរបស់កម្រាលខណ្ឌ, spandrel beam ដែលទទួលបន្ទុកតែម្ខាង, canopy ឬដំបូលកន្លែងចាំឡានក្នុងដែលលយចេញពី monolithic beam នៅលើសសរ, peripheral beam ដែលព័ទ្ធជុំវិញកម្រាលចំហ សុទ្ធតែជាឧទាហរណ៍នៃអង្កត់គ្រឿងបង្គុំដែលរងម៉ូម៉ង់រមួល ។ ម៉ូម៉ង់រមួលបង្កអោយមានកុងត្រាំងកាត់ធំ ។ ជាលទ្ធផល ស្នាមប្រេះជាច្រើនអាចកើតមាននៅពេល ដែលកុងត្រាំងរមួលធំជាង allowable serviceability limits លើកលែងតែគេដាក់ special torsional reinforcement ។ នៅក្នុង spandrel

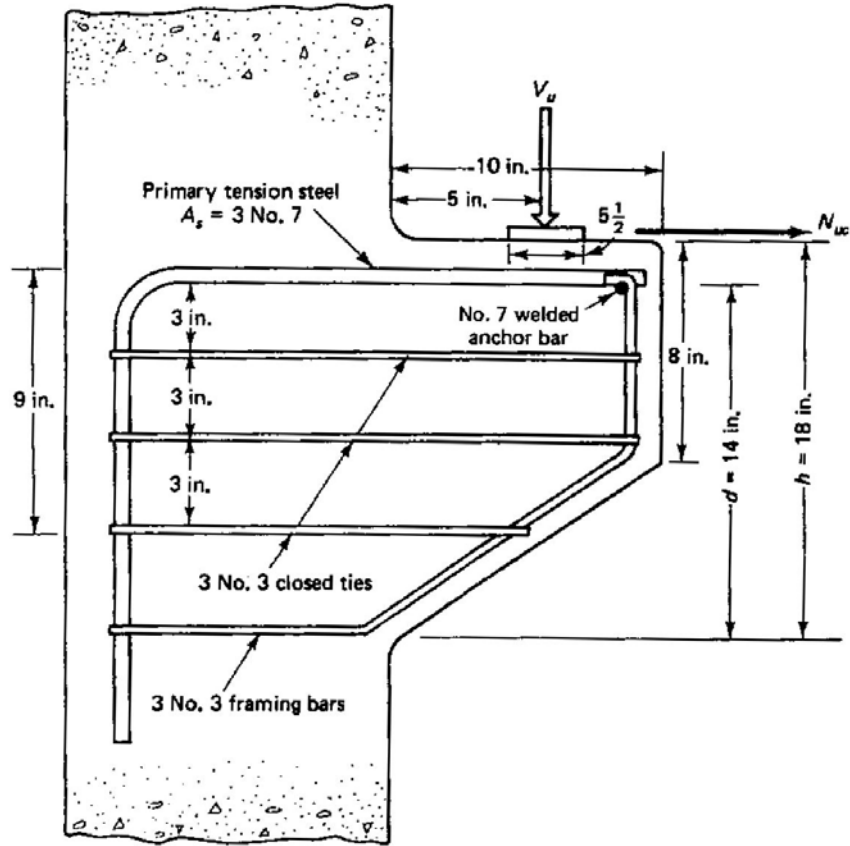


Figure 5.28 Corbel reinforcement details (Example 5.7).

beam ជាកន្លែងនៃប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្ក ទំហំនៃការខូចខាតដោយសារការរមួលមិនជាសំខាន់ទេ នេះគឺបណ្តាលមកពី ការបែងចែកកុងត្រាំងឡើងវិញនៅក្នុងគ្រឿងបង្ក ។ ប៉ុន្តែ គេគួរជៀសវាងកំហុសបង់រស្មីស្តង់ដោយសារកុងត្រាំង រមួលដោយការគណនាយ៉ាងសមរម្យនូវ torsional reinforcement ចាំបាច់ ។

សេចក្តីផ្តើមពីការបែងចែកកុងត្រាំងរមួលត្រូវចាប់ផ្តើមពី basic elastic behavior នៃមុខកាត់សាមញ្ញ ដូចជាមុខកាត់រង្វង់ ឬមុខកាត់ចតុកោណ ។ ផ្ទុកបេតុងភាគច្រើនដែលរងនូវការរមួលមានមុខកាត់ចតុកោណ ជាឧទាហរណ៍ មុខកាត់មានស្លាបដូចជាផ្ទៃអក្សរ T និងផ្ទៃអក្សរ L ។ ទោះបីជាគេកម្រប្រើមុខកាត់រង្វង់នៅក្នុង សំណង់បេតុងក៏ដោយ ការរៀបរាប់យ៉ាងសង្ខេបពីការរមួលនៅក្នុងមុខកាត់រង្វង់ត្រូវបានប្រើជាការណែនាំយ៉ាងល្អពី torsional behavior នៃមុខកាត់ដទៃទៀត ។

កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ស្មើនឹងផលគុណនៃ shear strain ជាមួយនឹង shear modulus នៅត្រង់តំបន់អេឡា ស្ទិចនៅក្នុងមុខកាត់រង្វង់ ។ ដូចក្នុងករណី flexure កុងត្រាំងសមាមាត្រទៅនឹងចម្ងាយរបស់វាពីអ័ក្សណឺត (អ័ក្ស កាត់តាមផ្ចិតរបស់រង្វង់) ហើយមានតម្លៃអតិបរមានៅសរសៃខាងក្រៅ ។ ប្រសិនបើ r ជាកាំនៃមុខកាត់របស់

អង្កត់, $J = \pi r^4 / 2$ ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពប៉ូលែរ (polar moment of inertia) និង v_{te} ជាកុងត្រាំងកាត់អេឡាស្ទិច (elastic shearing stress) ដែលបណ្តាលមកពីម៉ូម៉ង់រងនៃអេឡាស្ទិច T_e នោះ

$$v_{te} = \frac{T_e r}{J} \quad (a)$$

នៅពេលដែលអង្កត់មុខកាត់រងកើតមានកំហូចទ្រង់ទ្រាយ អ័ក្សរបស់ស៊ីឡាំងហាក់នៅរក្សាភាពត្រង់ដដែល ។ កាំទាំងអស់នៅក្នុងមុខកាត់ក៏រក្សាភាពត្រង់ដែរ (មិនមាន warping) ហើយវិលដោយមុំដូចគ្នាធៀបនឹងអ័ក្ស ។ ដោយសារអង្កត់ដែលមានមុខកាត់មូលចាប់ផ្តើមធ្វើការជាលក្ខណៈប្លាស្ទិច កុងត្រាំងនៅលើរង្វង់ប្លាស្ទិចខាងក្រៅចាប់ផ្តើមមានតម្លៃថេរ នៅពេលដែលកុងត្រាំងស្នូលខាងក្នុងនៅមានលក្ខណៈជាអេឡាស្ទិចនៅឡើយ ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.២៩ ។ នៅពេលដែលមុខកាត់ទាំងមូលក្លាយជាប្លាស្ទិច, $b = 0$ ហើយកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់

$$v_{tf} = \frac{3 T_p r}{4 J} \quad (b)$$

ដែល v_{tf} ជាកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់អសមាមាត្រ (nonlinear shear stress) បណ្តាលមកពី ultimate twisting moment T_p ។ (អក្សរ f មានន័យ failure) ។

នៅក្នុងមុខកាត់ចតុកោណ បញ្ហារមូលមានលក្ខណៈស្មុគស្មាញជាងនេះឆ្ងាយណាស់ ។ បង្គន់មុខកាត់ដើមរង warping ដោយសារ applied torsional moment ។ ម៉ូម៉ង់នេះបង្កើតកុងត្រាំងតាមអ័ក្សក៏ដូចជាកុងត្រាំង circumferential shear stresses ដែលមានតម្លៃស្មើគ្នានៅត្រង់ជ្រុងកែងរបស់មុខកាត់ និងត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ចតុកោណ ហើយមានតម្លៃអតិបរមានៅត្រង់ផ្នែកកណ្តាលនៃជ្រុងខាង ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៣០ ។ កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដោយសារការរមូលអតិបរមា (maximum torsional shearing stress) នឹងកើតមាននៅត្រង់ចំណុចកណ្តាល A និង B នៃទំហំធំជាងគេរបស់មុខកាត់ ។ ភាពស្មុគស្មាញនេះបន្ថែមលើភាពជាក់ស្តែងដែលមុខកាត់បេតុងអារម៉េ និងបេតុងប្រេកុងត្រាំងមិនមែនជាសម្ភារៈសាច់មួយ (homogeneous) ឬជាសម្ភារៈស្មើសាច់ (isotropic) ដែលធ្វើអោយវាពិបាកបង្កើតរូបមន្តគណិតវិទ្យាដែលមានលក្ខណៈសុក្រិតដូចមុខកាត់រង្វង់ ។

ក្នុងរយៈពេលជាង ៧០ឆ្នាំ ការវិភាគម៉ូម៉ង់រមូល (torsional analysis) របស់អង្កត់បេតុងឈរលើ (1) classical theory នៃអេឡាស្ទិចដែលបានបង្កើតឡើងតាមរយៈរូបមន្តគណិតវិទ្យារួមជាមួយនឹង membrane analogy verification (St.-Venant's) ឬ (2) ទ្រឹស្តីប្លាស្ទិច (theory of plasticity) ដែលណែនាំដោយ sand-heap analogy (Nadal's) ។ គេអនុវត្តទ្រឹស្តីទាំងពីរជាពិសេសនៅក្នុងស្ថានភាពនៃរមូលសុទ្ធ (pure torsion) ។ ប៉ុន្តែ គេរកឃើញតាមរយៈការពិសោធន៍ថាទ្រឹស្តីអេឡាស្ទិចមិនបំពេញគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់ការទស្សនាយ៉ាងសុក្រិតនូវកុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងដែលរងការរមូលសុទ្ធ ។ ដូចនេះគេរកឃើញថាការធ្វើការរបស់បេតុងក្រោមអំពើម៉ូម៉ង់

រមួលត្រូវបានសំដែងបានល្អជាងដោយវិធីប្លង់ស្ត្រីច ។

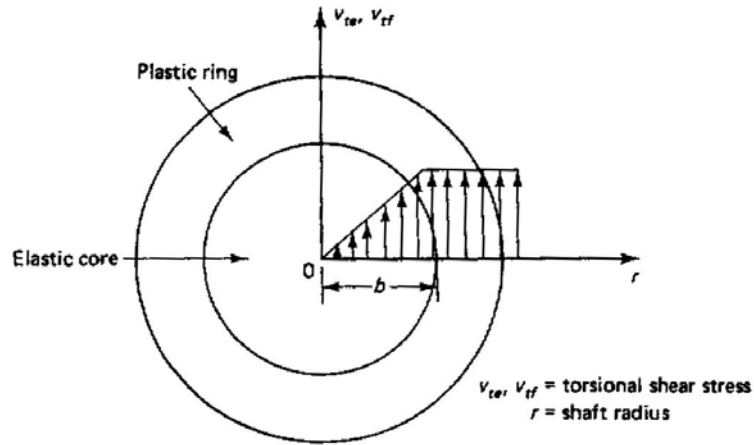


Figure 5.29 Torsional stress distribution through circular section.

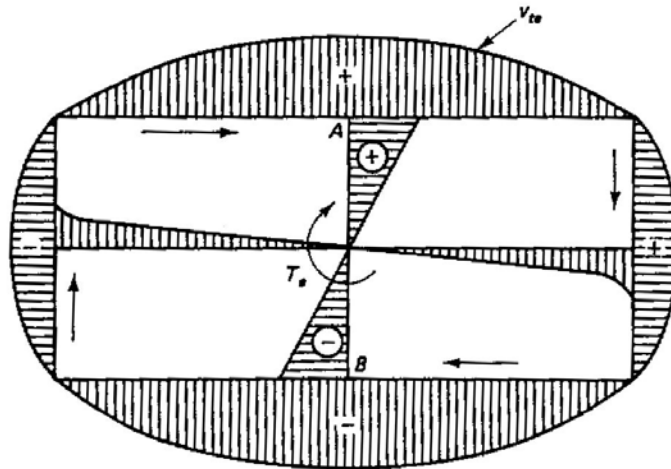


Figure 5.30 Pure torsional stress distribution in a rectangular section.

៥.១៦.២.ការរមួលសុទ្ធនៅក្នុងអង្គត់បេតុងសុទ្ធ

Pure Torsion in Plain Concrete Elements

៥.១៦.២.១. ការរមួលនៅក្នុងសម្ភារៈអេឡាស្ទិច

Torsion in Elastic Materials

នៅក្នុងឆ្នាំ 1853 St.-Venant បានបង្ហាញដំណោះស្រាយរមួលអេឡាស្ទិចដែលមាន warping ដែលបណ្តាលពីការរមួលសុទ្ធដែលកើតមាននៅក្នុងមុខកាត់មិនមែនរង្វង់ ។ នៅឆ្នាំ 1903 Prandtl បានបកស្រាយសារៈ

សំខាន់នៃរូបមន្តគណិតវិទ្យាដោយ membran analogy model ។ គំរូនេះបង្កើតឡើងដោយមានទំនាក់ទំនងរវាង deflected surface របស់ loaded membran និងការបែងចែកក្នុងត្រាំងនៅក្នុងរចនាសម្ព័ន្ធម៉ឺម៉ង់ពត់ ។ រូបទី ៥.៣១ បង្ហាញពី membrane analogy behavior សម្រាប់ទម្រង់ចតុកោណក៏ដូចជាទម្រង់អក្សរ L ។

សម្រាប់កំហូចទ្រង់ទ្រាយតូច សមីការឌីផេរ៉ង់ស្យែលរបស់ deflected membrane surface មានទម្រង់ដូចគ្នានឹងសមីការដែលកំណត់ការពង្រាយក្នុងត្រាំងលើមុខកាត់របស់រចនាសម្ព័ន្ធម៉ឺម៉ង់ពត់ ។ ដូចគ្នា យើងឃើញថា (1) បន្ទាត់ប៉ះទៅនឹង contour line នៅត្រប់ចំណុចរបស់ deflected membrane ផ្តល់នូវទិសដៅរបស់ក្នុងត្រាំងកាត់ នៅត្រង់មុខកាត់ត្រូវគ្នានៃ membrane ជាកំពែងដែលរងការរមួល ។ (2) ជម្រាលអតិបរមារបស់ membran នៅត្រប់ចំណុចទាំងអស់សមាមាត្រទៅនឹងទំហំរបស់ក្នុងត្រាំងកំលាំងកាត់ τ នៅត្រង់ចំណុចត្រូវគ្នានៅក្នុងអង្កត់ ជាកំពែង ហើយ (3)

ម៉ូម៉ង់រមួលដែលអង្កត់ជាកំពែងរងគឺសមាមាត្រទៅនឹងពីរដងនៃមាឌនៅខាងក្រោម deflected membrane ។

គេអាចឃើញពីរូបទី ៥.៣០ និង ៥.៣១(b) ថា torsional shearing stress គឺប្រាសសមាមាត្រទៅនឹងចម្ងាយចន្លោះ contour lines ។ ខ្សែកាន់តែជិត ក្នុងត្រាំងកាន់តែធំដែលនាំអោយមានការសន្និដ្ឋានដែលបានរៀបរាប់ពីខាងដើមថា torsional shearing stress អតិបរមាកើតមាននៅត្រង់ផ្នែកកណ្តាលនៃជ្រុងវែងរបស់ចតុកោណ ។ ពី membrane analogy

ក្នុងត្រាំងអតិបរមាត្រូវតែសមាមាត្រទៅនឹងជម្រាលទេរជាងគេនៃបន្ទាត់ប៉ះ ត្រង់ចំណុច A និង B ។

ប្រសិនបើ δ ជាបំលាស់ទីអតិបរមានៃ membrane ពីបន្ទាត់ប៉ះនៅត្រង់ចំណុច A នោះពីគោលការណ៍មូលដ្ឋាននៃមេកានិច និងទ្រឹស្តីរបស់ St.-Venant

$$\delta = b^2 G \theta \quad (5.45a)$$

ដែល G ជា shear modulus និង θ ជាមុំរមួល (angle of twist) ។ ប៉ុន្តែ $v_{t(\max)}$ សមាមាត្រទៅនឹងជម្រាលរបស់បន្ទាត់ប៉ះ ដូចនេះ

$$v_{t(\max)} = k_1 b G \theta \quad (5.45b)$$

ដែល k_1 ជាតម្លៃថេរ ។ ម៉ូម៉ង់រមួល (torsional moment) ដែលត្រូវគ្នាសមាមាត្រទៅនឹងពីរដងនៃមាឌដែលនៅពីខាងក្រោម membrane

$$T_e \alpha 2 \left(\frac{2}{3} \delta b h \right) = k_2 \delta b h$$

ដែល k_2 ជាតម្លៃថេរ ។ ឬម្យ៉ាងទៀត

$$T_e = k_3 b^3 h G \theta \quad (5.45c)$$

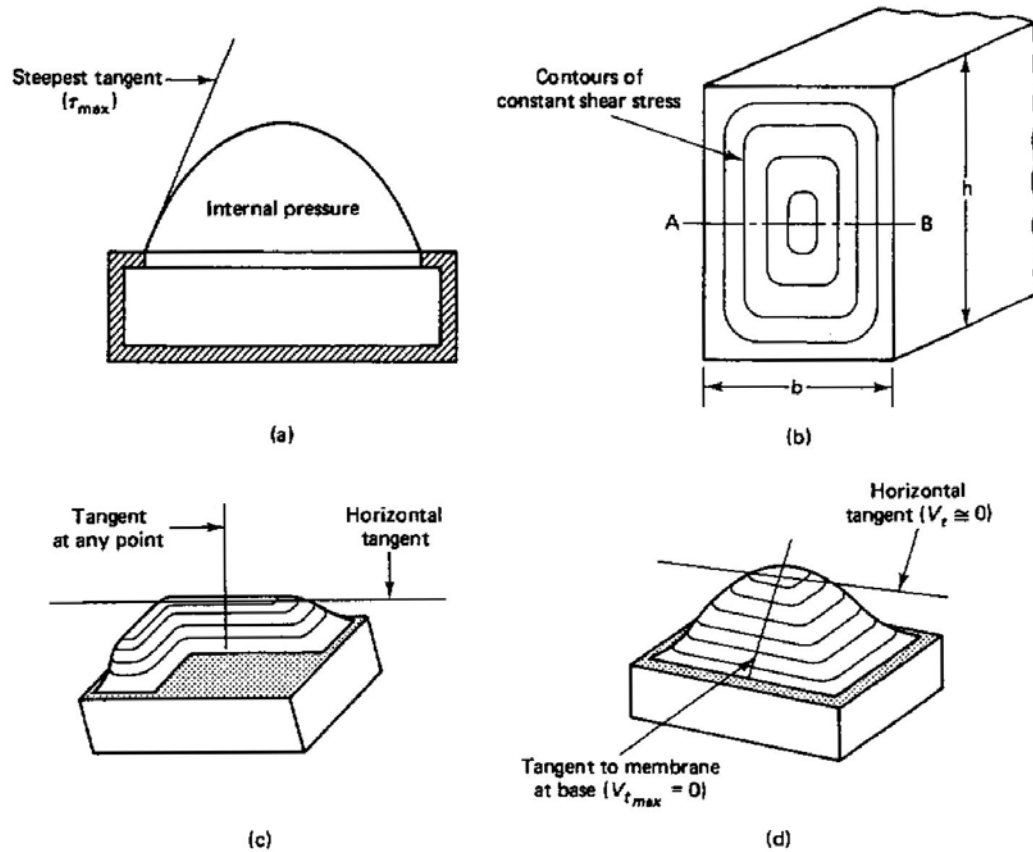


Figure 5.31 Membrane analogy in elastic pure torsion. (a) Membrane under pressure. (b) Contours in a real beam or in a membrane. (c) L-section. (d) Rectangular section.

ដែល k_3 ជាតម្លៃថេរ ។ ពីសមីការ 5.45a និង b

$$v_{t(\max)} = \frac{T_e b}{k b^3 h} \cong \frac{T_e b}{J_1} \quad (5.45d)$$

ភាគបែង $k b^3 h$ ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពប៉ូលែរ (polar moment of inernertia) J_1 របស់មុខកាត់ ។ ដោយប្រៀបធៀបសមីការនេះទៅនឹងសមីការ (a) សម្រាប់មុខកាត់រងបង្ហាញនូវភាពដូចគ្នានៃសមីការទាំងពីរ លើកលែងតែមេគុណ k សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណដែលគិតបញ្ចូល shear strain ដែលបណ្តាលពី warping ។ គេអាចសរសេរសមីការ 5.45d ដូចខាងក្រោម

$$v_{t(\max)} = \frac{T_e}{k b^2 h} \quad (5.46)$$

គេក៏អាចសរសេរជាកុងត្រាំងនៅត្រង់ប្លង់នៅខាងក្នុងមុខកាត់ ដោយចតុកោណចារិតក្នុងរង្វង់ដែលមានទំហំ x និង y ដែល x ជាជ្រុងខ្លី ។ ដូចនេះ

$$v_{t(\max)} = \frac{T_e}{kx^2y} \quad (5.47)$$

នៅក្នុងការប្រើ membrane analogy approach គេត្រូវចំណាំថា torsional shear stress ផ្លាស់ប្តូរពីចំណុចមួយទៅចំណុចមួយទៀតតាមបណ្តោយអ័ក្សដែលដូចគ្នានឹងអ័ក្ស AB នៅក្នុងរូបទី ៥.៣១ ដោយសារការផ្លាស់ប្តូរជម្រាលរបស់ analogous membrane និងការកែប្រែប្រវែងគណនា torsional shear stress ។

៥.១៦.២.២. ការរមួលនៅក្នុងសម្ភារៈប្លាស្ទិច

Torsion in Plastic Materials

ដូចដែលបានរៀបរាប់ពីខាងលើ plastic sand-heap analogy ផ្តល់ការណែនាំពីការធ្វើការរបស់សារធាតុដែលមានលក្ខណៈស្រួយ (brittle element) ដូចជាងធុមបេតុងដែលរងការរមួលសុទ្ធកាន់តែប្រសើរជាង elastic analogy ។ ម៉ូម៉ង់រមួលក៏សមាមាត្រទៅនឹងពីរដងនៃមាឌនៅពីក្រោមតំនូកខ្សាច់ ។ រូបទី ៥.៣២បង្ហាញពីគំរូក្នុងប្លង់ និងគំរូក្នុងលំហរបស់តំនូកខ្សាច់ ។ ម៉ូម៉ង់រមួល T_p នៅក្នុងផ្នែក (d) របស់រូបសមាមាត្រទៅនឹងពីរដងនៃមាឌរបស់តំនូកខ្សាច់ចតុកោណដែលបង្ហាញនៅក្នុងផ្នែក (b) និង (c) ។ យើងអាចឃើញថាជម្រាលរបស់ជ្រុងតំនូកខ្សាច់ដែលត្រូវបានគិតជា torsional shear stress មានតម្លៃថេរ នៅក្នុង sand-heap analogy approach តែវាប្រែប្រួលនៅក្នុង membrane analogy approach ។

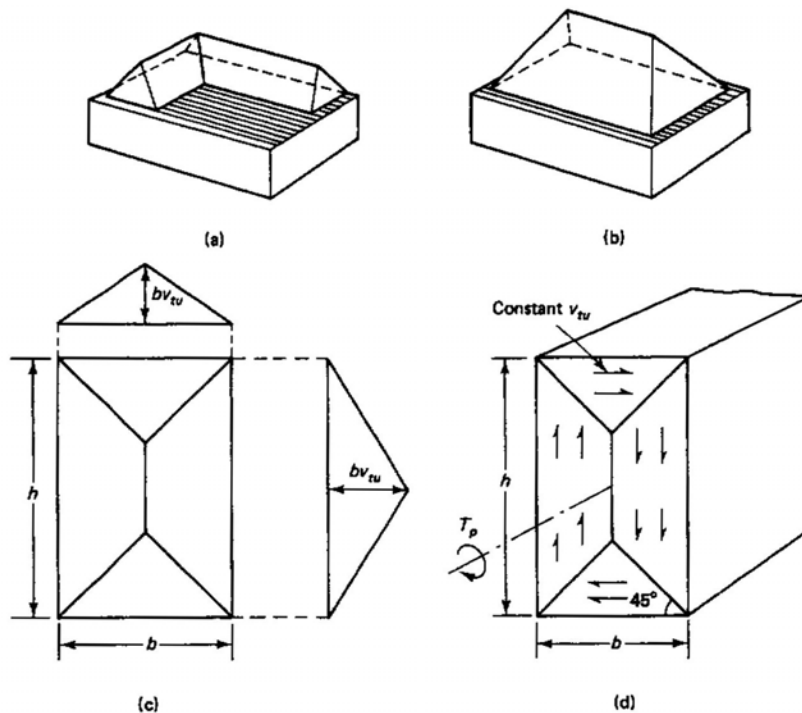


Figure 5.32 Sand-heap analogy in plastic pure torsion. (a) Sand-heap L-section. (b) Sand-heap rectangular section. (c) Plan of rectangular section. (d) Torsional shear stress.

៥.១៦.២.៣. Sand-Heap Analogy Applied to L-Beam

អង្កត់បេតុងភាគច្រើនដែលរងការមូលច្រើនជាមុខកាត់ដែលមានស្លាប ហើយជាធម្មតាច្រើនជាផ្ទៃមុខកាត់អក្សរ L ដែលផ្សំឡើងដោយផ្ទៃមុខខាងក្រៅនៃកម្រាលខណ្ឌ ។ ផ្ទៃមុខកាត់អក្សរ L នៅក្នុងរូបទី ៥.៣៣ ត្រូវបានគេរើសសម្រាប់អនុវត្ត plastic sand-heap approach ដើម្បីកំណត់តម្លៃលទ្ធភាពម៉្លង់រមូល និងកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែលវាត្រូវរង ។

ពន្លកខ្សាច់ (sand heap) ត្រូវបានបំបែកជាមាឌបី

$$V_1 = \text{ពីរ៉ាមីតដែលតំណាងអោយរាងការេ} = y_1 b_w^2 / 3$$

$$V_2 = \text{ផ្នែកព្រិសនៃទ្រនុងដែលតំណាងអោយរាងចតុកោណកែង} = y_1 b_w (h - b_w) / 2$$

$$V_3 = \text{ព្រិសដែលតំណាងអោយស្លាបរបស់ផ្ទៃដែលសំដៅលើផ្នែក PDI ទៅដល់ NQM} \\ = y_2 h_f (b - b_w) / 2$$

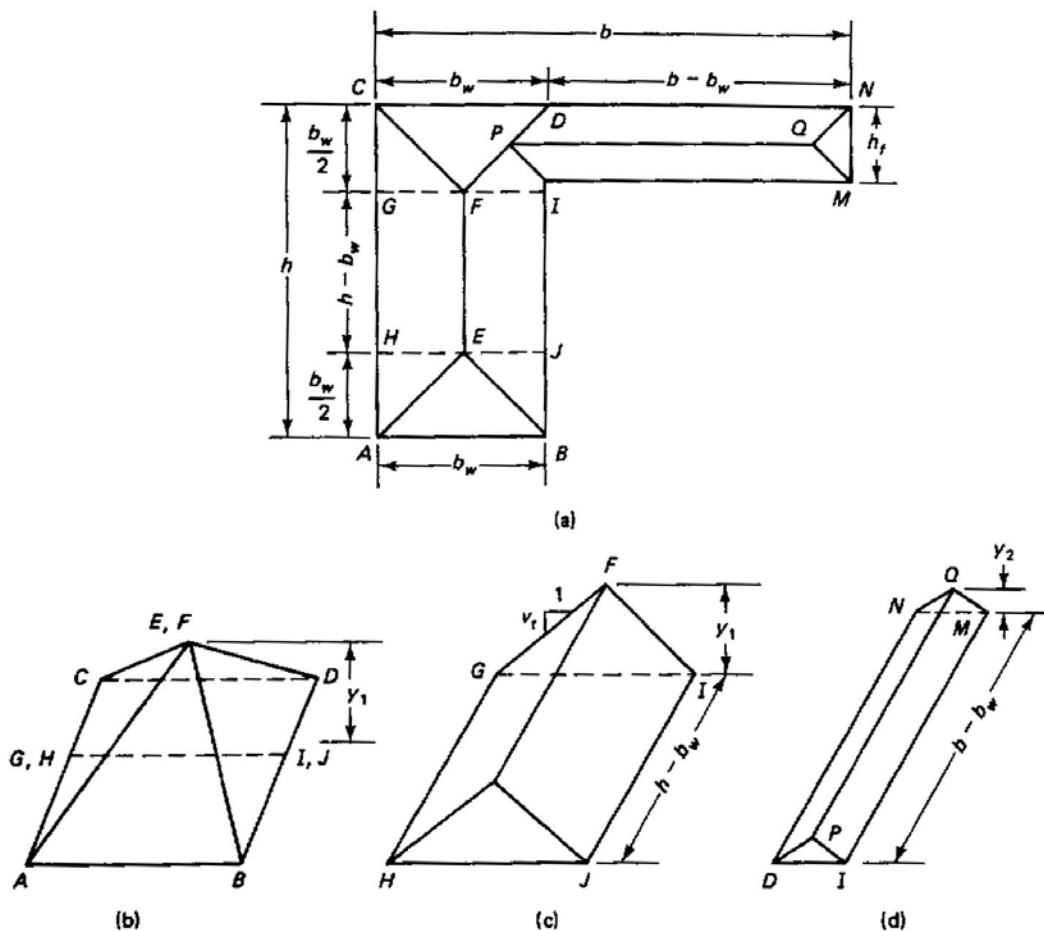


Figure 5.33 Sand-heap analogy of flanged section. (a) Sand heap on L-shaped cross section. (b) Composite pyramid from web (V_1). (c) Tent segment from web (V_2). (d) Transformed tent of beam flange (V_3).

ម៉ូម៉ង់រង្វិលសមាមាត្រទៅនឹងពីរដងនៃមាឌរបស់តំនូកខ្សាច់ ដូចនេះ

$$T_p \cong \left[\frac{y_1 b_w^2}{3} + \frac{y_1 b_w (h - b_w)}{2} + \frac{y^2 h_f (b - b_w)}{2} \right] 2 \quad (5.48)$$

ហើយ torsional shear stress ក៏សមាមាត្រទៅនឹងជម្រាលរបស់តំនូកខ្សាច់ ដូចនេះ

$$y_1 = \frac{v_t b_w}{2} \quad (5.49)$$

$$y_2 = \frac{v_t h_f}{2} \quad (5.50)$$

ដោយជំនួស y_1 និង y_2 ពីសមីការ 5.49 និង 5.50 ទៅក្នុងសមីការ 5.48 យើងបាន

$$v_{t(\max)} = \frac{T_p}{(b_w^2 / 6)(3h - b_w) + (h_f^2 / 2)(b - b_w)} \quad (5.51)$$

ប្រសិនបើយើងចែកភាគយក និងភាគបែងរបស់សមីការ 5.51 ជាមួយនឹង $(b_w h)^2$ យើងបាន

$$v_{t(\max)} = \frac{T_p h / (b_w h)^2}{\left[\frac{1}{6} (3 - b_w / h) \right] + \frac{1}{2} (h_f / b_w) 2 (b / h - b_w / h)} \quad (5.52a)$$

ប្រសិនបើគេសន្មតថា C_t ជាភាគបែងនៅក្នុងសមីការនេះ និង $J_E = C_t / (b_w h)^2$ នោះសមីការខាងលើនឹងក្លាយជា

$$v_{t(\max)} = \frac{T_p h}{J_E} \quad (5.52b)$$

ដែល J_E ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពប៉ូលែរសមមូលដែលអនុគមន៍ទៅនឹងរាងរបស់មុខកាត់ផ្ទៃម។ ចំណាំថាសមីការ 5.52b មានទម្រង់ស្រដៀងគ្នាទៅនឹងសមីការ 5.45d ពី membrane analogy លើកលែងតែតម្លៃរបស់ភាគបែងខុសគ្នា។ គេក៏អាចអនុវត្តសមីការ 5.52a សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណដោយអោយ $h_f = 0$ ។

គេក៏ត្រូវទទួលស្គាល់ផងដែរថាបេតុងមិនមែនជាសម្ភារៈញូតុនឥតខ្ចោះទេ ដូចនេះរេស៊ីស្តង់រងរងរងជាក់ស្តែងរបស់មុខកាត់បេតុងសុទ្ធមានតម្លៃស្ថិតនៅចន្លោះរវាងតម្លៃនៃ membrane analogy និងតម្លៃនៃ sand-heap analogy ។

គេក៏អាចសរសេរសមីការ 5.52b ដោយកំណត់អោយ $T_p = T_c$ ជា nominal torsional strength របស់មុខកាត់បេតុងសុទ្ធ ហើយ $v_{t(\max)} = v_{tc}$ ដោយប្រើនិមិត្តសញ្ញាដែលប្រើដោយ ACI ដែល

$$T_c = k_2 b^2 h v_{tc} \quad (5.53a)$$

$$\text{ឬ} \quad T_c = k_2 x^2 y v_{tc}$$

ដែល x ជាទំហំតូចជាងគេរបស់មុខកាត់ចតុកោណ ។

តាមរយៈការងារជាមួយផ្ទៃមេបត់អារម៉េជាច្រើន គេអាចយក $k_2 = 1/3$ ។ តម្លៃនេះបានមកពីការពិសោធនៅក្នុង skew-bending theory របស់បេតុងស្មើ ។ គេបានកំណត់យក $6\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.5\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ ជាតម្លៃកំណត់របស់ស៊ីស្តង់រមូលសុទ្ធរបស់អង្កត់ដែលមិនមានដាក់ដែករងរមូល ។ ដោយប្រើមេគុណកាត់បន្ថយ 2.5 សម្រាប់ស្ថាប័នប្រែដំបូង torsional load $v_{tc} = 2.4\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.2\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ និងដោយប្រើ $k_2 = 1/3$ នៅ ក្នុងសមីការ 5.53 យើងទទួលបាន

$$T_c = 0.8\sqrt{f'_c} x^2 y \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.54a)$$

$$T_c = 0.066\sqrt{f'_c} x^2 y \quad (\text{ខ្នាត IS})$$

ដែល x ជាក្រុងខ្លីជាងគេរបស់មុខកាត់ចតុកោណ ។ មេគុណកាត់បន្ថយ 2.5 ត្រូវបានប្រើដើម្បីទប់ទល់នឹងឥទ្ធិពលម៉ូម៉ង់ពត់ដែលអាចកើតមាន ។

ប្រសិនបើមុខកាត់មានរាងអក្សរ T ឬរាងអក្សរ L គេអាចបំបែកក្រឡាផ្ទៃជាបង្អួចចតុកោណដូចនៅក្នុងរូបទី ៥.៣៤ ដែល

$$T_c = 0.8\sqrt{f'_c} \sum x^2 y \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.54b)$$

$$T_c = 0.066\sqrt{f'_c} \sum x^2 y \quad (\text{ខ្នាត IS})$$

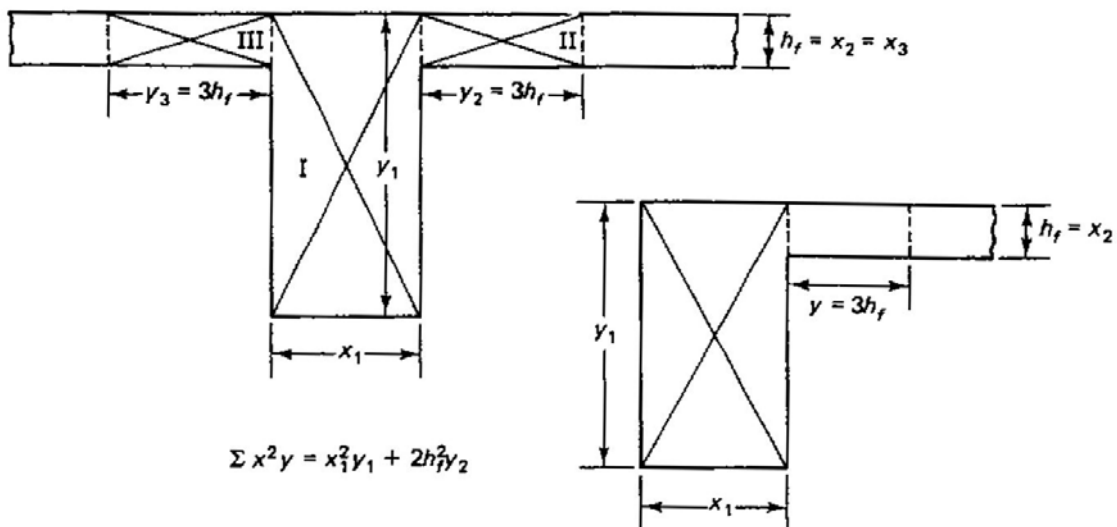


Figure 5.34 Component rectangles for calculation of T_c .

៥.១៧. ការរមួលនៅក្នុងអង្គត់បេតុងអារម៉េ និងបេតុងប្រេកុងត្រាំង

Torsion in Reinforced and Prestressed Concrete Elements

ការរមួលកម្រើនកើតមាននៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនបេតុងដែលមិនរងការពត់ និងកម្លាំងកាត់ណាស់ ។ ការរៀបរាប់ក្នុងផ្នែកខាងលើផ្តល់នូវសញ្ញាណគ្រប់គ្រាន់ក្នុងការចូលរួមរបស់បេតុងសុទ្ធនៅក្នុងមុខកាត់ដើម្បីទប់ទល់ផ្នែកខ្លះនៃបន្ទុកក្នុងត្រាំងដែលកើតពីកម្លាំងរមួល កម្លាំងតាមអ័ក្ស កម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងពត់ ។ ក្នុងករណីភាគច្រើន លទ្ធភាពរបស់បេតុងសុទ្ធដែលទប់ទល់ការរមួលនៅពេលដែលផ្សំជាមួយនឹងបន្ទុកដទៃអាចមានតម្លៃតូចជាង នៅពេលដែលវាទប់ទល់តែម៉ូម៉ង់រមួលខាងក្រៅដែលមានមេគុណដូចគ្នា ។ ដូចនេះ គេត្រូវដាក់ដែករងការរមួល (torsional reinforcement) ដើម្បីទប់ទល់នឹងម៉ូម៉ង់រមួលធំ ។

ការរាប់បញ្ចូលទាំងដែកតាមបណ្តោយ (longitudinal reinforcement) និងដែកតាមទទឹង (transverse reinforcement) ដើម្បីការពារផ្នែកខ្លះរបស់ម៉ូម៉ង់រមួលបង្ហាញនូវធាតុថ្មីនៅក្នុងសំនុំនៃកម្លាំង និងម៉ូម៉ង់នៅក្នុងមុខកាត់ ។ ប្រសិនបើ

T_n = nominal torsional resistance សរុបចាំបាច់នៃមុខកាត់ ដោយរួមបញ្ចូលទាំងដែក

T_c = nominal torsional resistance របស់បេតុងសុទ្ធ

T_s = torsional resistance របស់ដែក

$$\text{នោះ} \quad T_n = T_c + T_s \quad (5.55)$$

គេបានស្នើឡើងនូវទ្រឹស្តីជាច្រើនកាលពីកន្លះសតវត្សមុន ។ ទ្រឹស្តីទូទៅដែលនឹងបង្ហាញនៅទីនេះផ្តោតទៅលើ (a) shew bending theory, (b) space truss analogy theory, (c) compression field theory និង (d) plasticity equilibrium truss theory ។ លើកលែង skew bending theory ចេញ ទ្រឹស្តីផ្សេងទៀតពីចរាចរណ៍ហូរកម្លាំងកាត់ (shear flow) នៅក្នុងមុខកាត់ប្រអប់ប្រហោងជាធាតុមេក្នុងការកំណត់រេស៊ីស្តង់រមួលរបស់មុខកាត់តាន់ និងមុខកាត់ប្រហោង ។

៥.១៧.ក. Skew-Bending Theory

Skew-bending theory ពិចារណាលំអិតពីកំហូចទ្រង់ទ្រាយខាងក្នុងរបស់សំនុំនៃ transverse warped surface តាមបណ្តោយផ្ទៃម ។ ដំបូងទ្រឹស្តីនេះត្រូវបានស្នើឡើងដោយ Lessig ហើយជាបន្តបន្ទាប់មានការចូលរួមពី Collin, Hsu, Zia, Gesund, Mattock និង Elfgrén ។

Failure surface របស់មុខកាត់ផ្ទៃមដែលរងម៉ូម៉ង់ពត់ (bending moment) M_u នៅតែរក្សាភាពរាបស្មើក្រោយពេលរងការពត់ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៣៥(a) ។ ប្រសិនបើម៉ូម៉ង់រមួល (torsional moment) T_u ធំជាងរេស៊ីស្តង់របស់មុខកាត់ ស្ថាប្រែកើតមាននៅលើជ្រុងបីរបស់មុខកាត់ផ្ទៃម ហើយក្នុងត្រាំងសង្កត់កើតមាន

នៅលើផ្ទៃកខ្លះរបស់ជ្រុងទីបួនតាមបណ្តោយផ្ទៃមុខ ។ ដោយសារបន្ទុកមូលបន្តរហូត ដល់ស្ថានភាពនៅពេលបាក់, skewed failure surface កើតឡើងដោយសារបន្ទុកនៃ torsional moment T_u និង bending moment M_u ។ អ័ក្សណឺតរបស់ skewed surface និងផ្ទៃឆ្លុតនៅក្នុងរូបទី ៥៣៥(b) ដែលកំណត់ នូវតំបន់សង្កត់លែងត្រង់ទៀតហើយ និងមានមុំ θ ជាមួយនឹងមុខកាត់បង្គន់ដើម ។

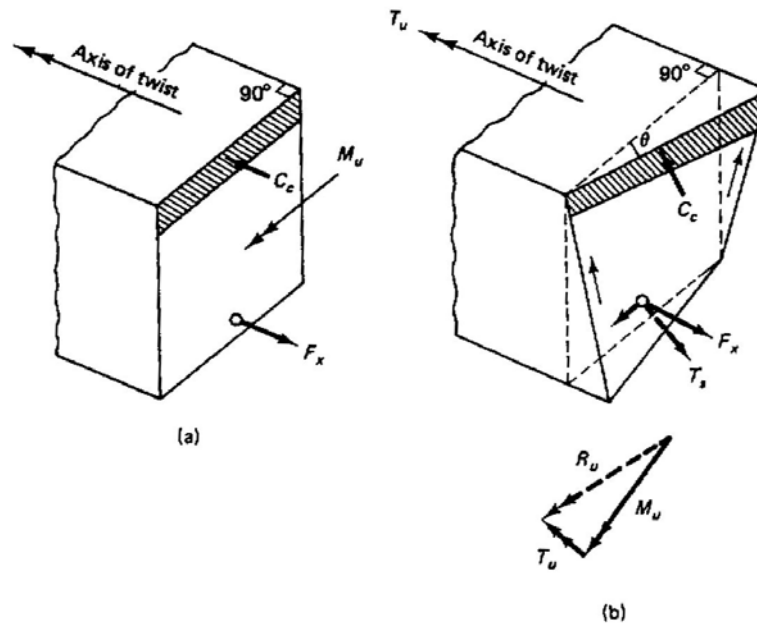


Figure 5.35 Skew bending due to torsion. (a) Bending before twist. (b) Bending and torsion.

មុននឹងប្រេះ ទាំងដែកតាមបណ្តោយ និងដែកកងបិទជិតមិនបានចូលរួមយ៉ាងសំខាន់ទៅក្នុង torsional stiffness របស់មុខកាត់ទេ ។ នៅដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកក្រោយពេលប្រេះ ភាពរឹងក្រាញ (stiffness) របស់មុខកាត់ត្រូវបានកាត់បន្ថយ ប៉ុន្តែ torsional resistance របស់វាត្រូវបានកើនឡើងយ៉ាងខ្លាំងដោយអាស្រ័យទៅនឹងបរិមាណ និងការបែងចែកនៃដែកបណ្តោយ និងដែកកងបិទជិត ។ គេអាចទទួលបានលើស្តង់ដារមូលបន្តបន្តិចបន្តួចពីលើស្តង់ដារបេតុងស្មុទ្ធនៅក្នុងផ្ទៃមុខទាល់តែគេប្រើដែកបណ្តោយ និងដែកកង ។

Skew-bending theory គិតតំបន់សង្កត់មានកម្ពស់ថេរ ។ គេសន្មត់ថាស្នាមប្រេះនៅលើផ្ទៃខាងទាំងពីរដែលនៅសល់របស់មុខកាត់រាល់ស្មើ ហើយដែកកងនៅត្រង់ផ្ទៃនោះទទួលកម្លាំងទាញនៅពេលប្រេះ ហើយដែកបណ្តោយជាមួយនឹងបេតុងទប់ទល់នូវកម្លាំងកាត់តាមរយៈ dowel action ។ រូបទី ៥.៣៦(a) បង្ហាញពីកម្លាំងដែលធ្វើអំពើលើ skewly bent plane ។ ពហុកោណនៅក្នុងរូបទី ៥.៣៦(b) អោយលើស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ F_c របស់

បេតុង, កម្លាំង T_L របស់ដៃកបណ្តោយសកម្ម (active longitudinal steel bar) នៅក្នុងតំបន់សង្កត់ និង C_c កម្លាំងប្លុកសង្កត់ធម្មតា ។

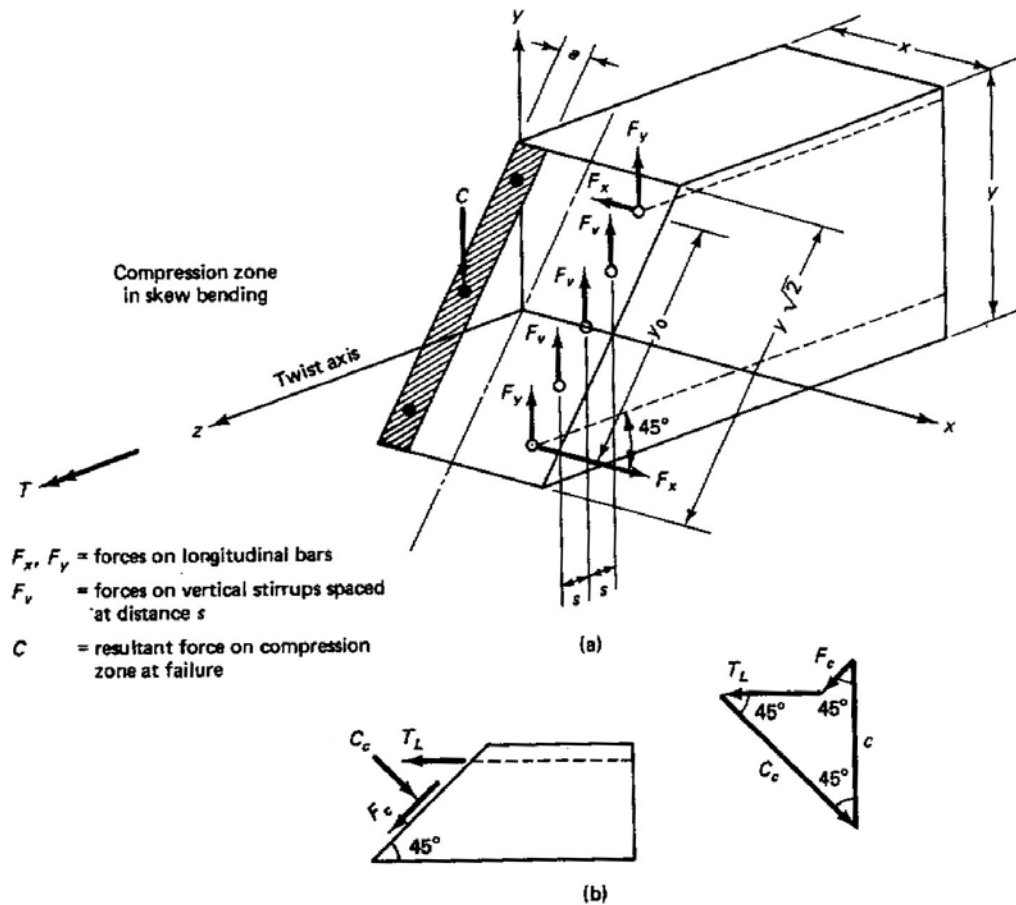


Figure 5.36 Forces on the skew-bent planes. (a) All forces acting on skew plane at failure. (b) Vector forces on compression zone.

ម៉ូម៉ង់រង្វង់ T_c នៃ resisting shearing force F_c ត្រូវបានបង្កើតដោយផ្ទៃប្លុកសង្កត់នៅក្នុងរូបទី ៥.៣៦ (a) គឺ

$$T_c = \frac{F_c}{\cos 45^\circ} \times \text{ដៃឃ្លាស់របស់វាធៀបកម្លាំង } F_v \text{ នៅក្នុងរូប}$$

$$\text{ឬ} \quad T_c = \sqrt{2} F_c (0.8x) \quad (5.56a)$$

ដែល x ជាជ្រុងខ្លីជាងគេរបស់មុខកាត់ផ្ទៃមុខ ។ ការពិសោធជាច្រើនដើម្បីកំណត់ F_c ដែលជាកុងត្រាំងក្នុងរូបបេតុងស្មើនឹង $k_1 \sqrt{f'_c}$ និង geometrical torsional constant របស់មុខកាត់ $k_2 x^2 y$ ធ្វើអោយសមីការខាងលើក្លាយជា

$$T_c = \frac{2.4}{\sqrt{x}} x^2 y \sqrt{f'_c} \quad (5.56b)$$

៥.១៧.២. Skew-Bending Theory

Space truss analogy theory ត្រូវបានបង្កើតឡើងដំបូងដោយ Rausch និងក្រោយមកមានការចូលរួមដោយ Lampert, Collin, Hsu, Thulirman, Elfgrén និងអ្នកដទៃទៀត ។ ទ្រឹស្តីនេះត្រូវបានធ្វើអោយកាន់តែប្រសើរឡើងថែមទៀតដោយ Rabbat និង Collins នៅលើ variable angle space truss ។

Hse បានស្នើនូវការផ្សំរវាង equilibrium, compatibility និង softened constitutive law របស់បេតុងអោយទៅជាទ្រឹស្តីតែមួយដែលអាចអោយគេប៉ាន់ស្មានបាននូវតម្លៃកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរមួលរបស់ធូមកាន់តែសុក្រិតដែលអាចទទួលយកបាន ។ គេប្រើគោលការណ៍ shear flow ដើម្បីបំបែកទំនាក់ទំនងសមីការសម្រាប់លំនឹងកម្លាំងកាត់ ។ Space truss analogy ជាគំរូដែលត្រូវបានប្រើនៅក្នុងការសិក្សាគណនា shear-resisting stirrup ដែលនៅក្នុងនោះ diagonal tension crack ត្រូវបានទប់ទល់ដោយដែកកងនៅពេលដែលវាចាប់ផ្តើមកើតឡើង ។ ដោយសាររូបរាងមិននៅក្នុងប្លង់ (nonplanar shape) របស់មុខកាត់ដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់រមួល, space truss ដែលផ្សំឡើងដោយសារដែកកងត្រូវបានប្រើជា diagonal tension members ហើយ idealized concrete strips ដែលមាន variable angle θ រវាងស្នាមប្រេះត្រូវបានប្រើជា compression members (struts) ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៣៧ ។

គេសន្មត់នៅក្នុងទ្រឹស្តីនេះថាធូមបេតុងរងក្នុងត្រាំងរមួលធ្វើការស្រដៀងគ្នានឹង thin-walled box ដែលមាន shear flow ថេរ នៅក្នុង wall cross section ដោយបង្កើតម៉ូម៉ង់រមួលថេរ ។ ការប្រើ hollow-walled section ជាការប្រើមុខកាត់តាន់ ដោយសារតែគេចង់បង្ហាញពីការទទួលបានជាពិសេសនូវ ultimate torsional moment ស្រដៀងគ្នា ប្រសិនបើកម្រាស់ជញ្ជាំងមិនស្មើទេនោះ ។ ការសន្និដ្ឋានបែបនេះកើតឡើងនៅពេលដែលការពិសោធបង្ហាញថា torsional strength របស់មុខកាត់តាន់ផ្សំឡើងពីស៊ីស្តង់នៃទ្រូងដែកកងបិទជិតដែលបង្កើតឡើងដោយដែកបណ្តោយ និងដែកទទឹង idealized concrete inclined compression strut នៅក្នុងប្លង់របស់ជញ្ជាំងទ្រូង ។ Compression strut ជាចំរៀងបេតុងទ្រេតចន្លោះស្នាមប្រេះនៅក្នុងរូបទី ៥.៣៧ ។

CEB-FIP code គឺឈរលើ space truss model ។ នៅក្នុង code នេះ, គេយកកម្រាស់ជញ្ជាំងប្រសិទ្ធភាពរបស់ធូមប្រហោងស្មើនឹង $\frac{1}{6} D_o$ ដែល D_o ជាអង្កត់ផ្ចិតរបស់រង្វង់ចារឹកក្នុងចតុកោណដែលភ្ជាប់ដែកបណ្តោយ ឬ $D_o = x_o$ នៅក្នុងរូបទី ៥.៣៧ ។ ជាសង្ខេប អវត្តមានរបស់ស្នូលមិនមានឥទ្ធិពលដល់ស៊ីស្តង់របស់អង្កត់ដែលរងការរមួលទេ ។ ដូចនេះ គេអាចទទួលយក space truss analogy approach ដែលឈរលើមុខកាត់ប្រហោង ។

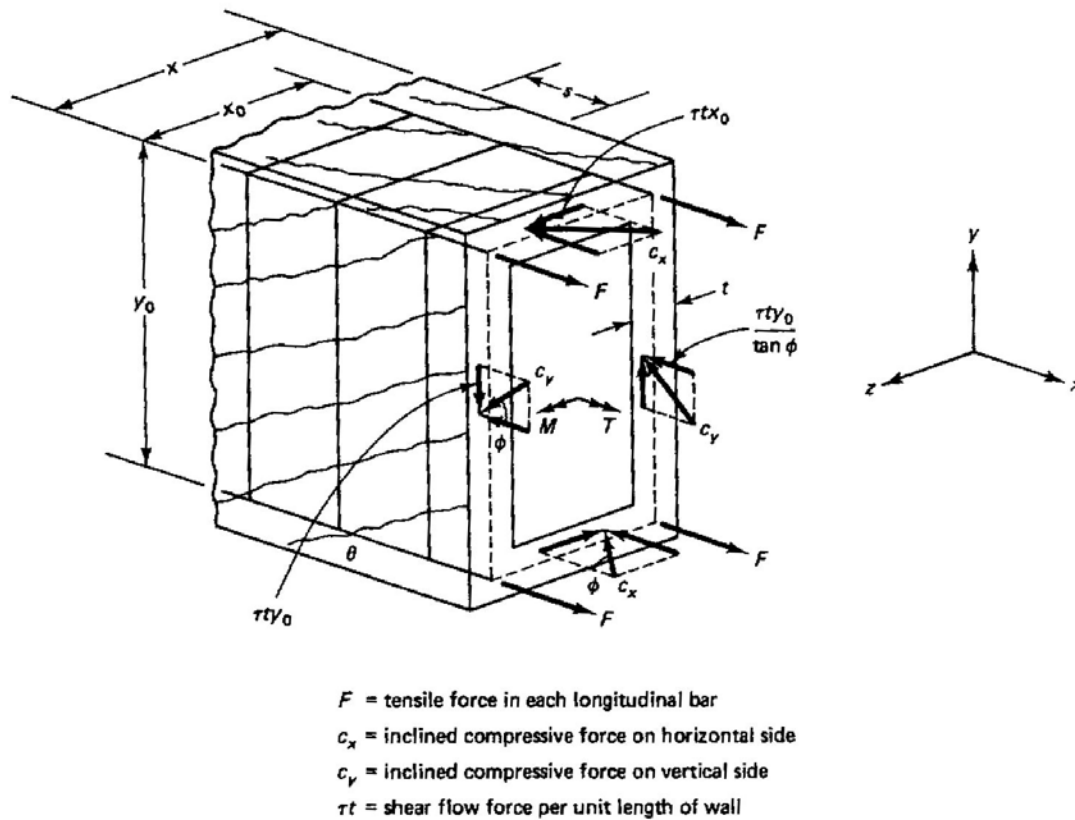


Figure 5.37 Forces on hollow-box concrete surface by truss analogy.

៥.១៧.៣. Compression Field Theory

គេគិតថា compression field theory ជាករណីពិសេសរបស់ general truss model theory ។ Elfgren បានស្នើឡើងនូវ compression field ដើម្បីពិពណ៌នាពីបង្កនៃ plasticity truss model ដែលត្រូវបានប្រើក្នុងពេលបច្ចុប្បន្ននៅក្នុង European Code ហើយ Collin nig Mitchell បានកែលម្អវិធីនេះដោយស្នើឡើងនូវពាក្យដែលនឹងរៀបរាប់ជាបន្តបន្ទាប់ ។ មុំទ្រេត θ នៃ diagonal crack នៅក្នុងរូបទី ៥.៣៧ ឬ compression strut ចន្លោះ diagonal crack គឺមិនបានមុំ 45° ល្អទេ ប៉ុន្តែគេចូលចិត្តប្រើដែនកំណត់ដែលឈរលើផ្ទៃរបស់ longitudinal tension steel និង transverse torsional web steel (inclined or vertical closed strirrups or ties) ។ រូបទី ៥.៣៨ បង្ហាញពីការពិតដែលថាកម្លាំងរមួលត្រូវបានទប់ដោយ tangential component របស់ diagonal compression strut ដែលបង្កើត shear flow q នៅជុំវិញបរិមាត្រ ។

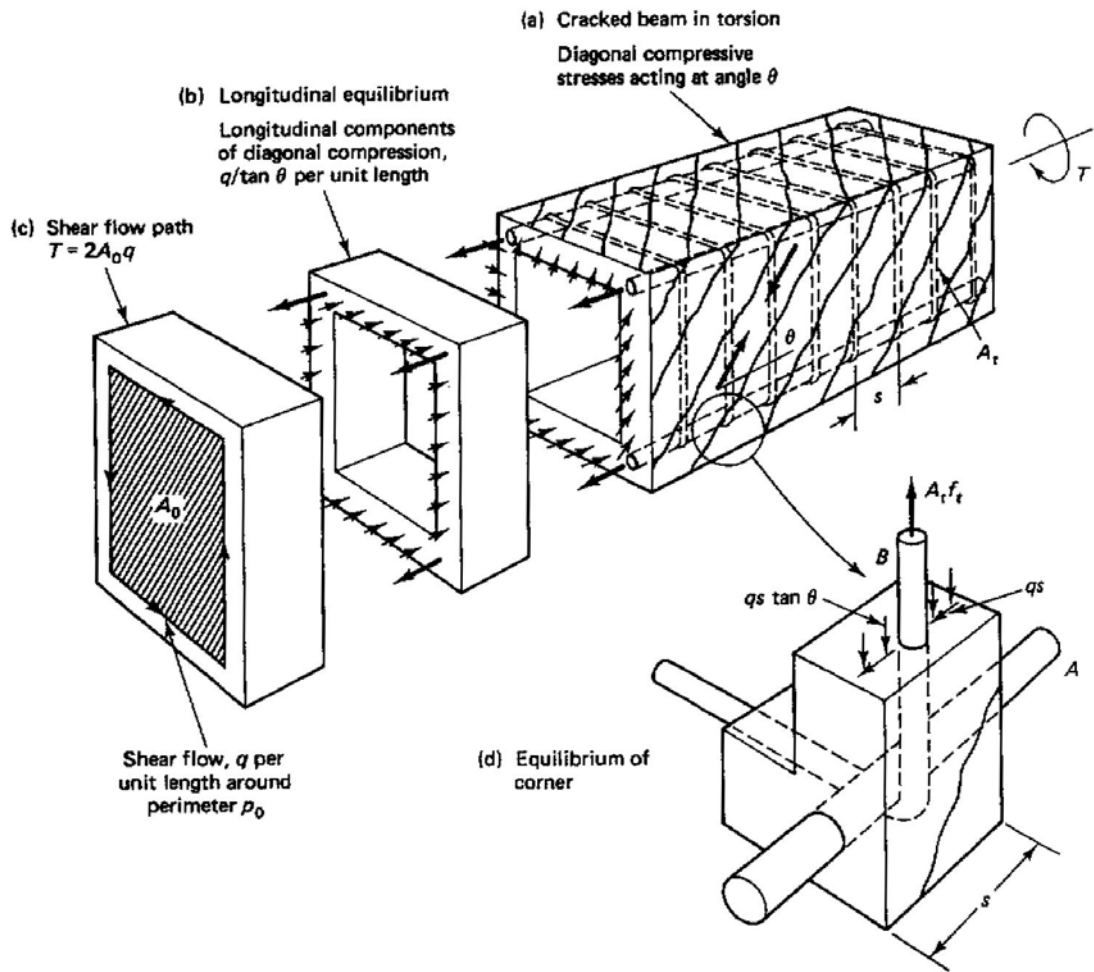


Figure 5.38 Compression field truss model by Collins and Mitchell.

ដោយសន្មតថា បេតុងមិនរងកម្លាំងទាញក្រោយពេលប្រេះ ហើយ torsional shear ត្រូវបានទប់ដោយ ដែននៃ diagonal compression strut គេអាចកំណត់មុំទ្រុឌ θ របស់ strut នេះជា

$$\tan^2 \theta = \frac{\varepsilon_l + \varepsilon_d}{\varepsilon_t + \varepsilon_d} \quad (5.57)$$

ដែល ε_l = longitudinal tensile strain នៅក្នុងដែកមេ A

ε_t = transverse tensile strain នៅក្នុងរបារដែក B

ε_d = diagonal compression strain

គេអាចទទួលបានក្រឡាផ្ទៃ A_o នៅក្នុងរូបដែលព័ទ្ធជុំវិញដោយ shear flow q ជា

$$A_o = A_{oh} - \frac{a_o}{2} p_h \quad (5.58)$$

ដែល A_{oh} = ក្រឡាផ្ទៃដែលព័ទ្ធជុំវិញដោយអ័ក្សរបស់ hoop

p_h = បរិមាត្ររបស់ hoop ដោយគិតយកត្រឹមអ័ក្សរបស់ hoop

a_o = កម្ពស់ប្លុកសង្កត់ (ដូចគ្នានឹងកម្ពស់ a របស់ប្លុកចតុកោណសមមូលដែលរង flexure)

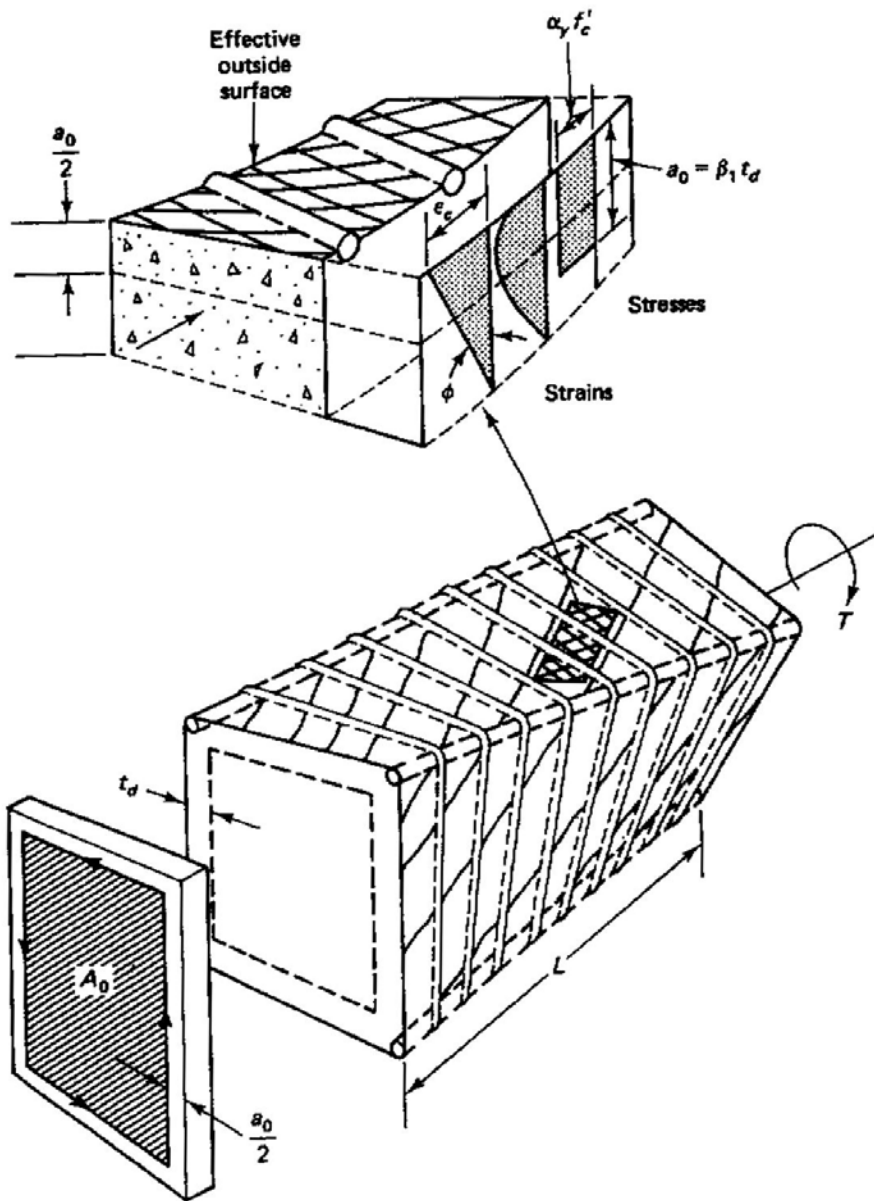


Figure 5.39 Effective thickness t_d and compression block depth a_o .

កម្រាស់ជញ្ជាំងសមមូល t_d នៅក្នុងការវិភាគឆ្លើមដែលរងការរមួលត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៣៩ ហើយកម្ពស់ a_o របស់ប្លុកសង្កត់ត្រូវបានកំណត់នៅក្នុងសមីការ 5.61 ។

Diagonal torsional crack ក៏ដូច exposed transverse ties ក្រោយពេលកម្រាស់បេតុងការពារ ដៃករបេះ (spall) ក្រោម torsion failure ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៤០ ។



Figure 5.40 Torsional failure of web-reinforced beam after spalling of cover.

គេអាចកំណត់ transverse strain និង longitudinal strain នៅក្នុងដែកនៅពេល nominal torsional moment T_n ដូចខាងក្រោម

$$\varepsilon_t = \left(\frac{0.85\beta_1 f'_c A_o}{\tau_n A_{oh} \tan \theta} - 1 \right) 0.003 \quad (5.59a)$$

$$\varepsilon_l = \left(\frac{0.85\beta_1 f'_c A_o}{\tau_n A_{oh}} \tan \theta - 1 \right) 0.003 \quad (5.59b)$$

ដែល nominal torsional shear stress គឺ

$$\tau_n = \frac{T_n p_h}{A_{oh}^2} \quad (5.60)$$

គេអាចទទួលក្រឡាផ្ទៃ A_o ដែលព័ទ្ធដោយ shear flow ពីសមីការ 5.60 និងសមីការខាងក្រោមសម្រាប់កម្ពស់ ប្លុកសង្កត់ a_o ដែលរងការរមួលដោយអនុលោមតាម Collin nig Mitchell

$$a_o = \frac{A_{oh}}{p_h} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{T_n p_h}{0.85 f'_c A_{oh}^2} \left(\tan \theta + \frac{1}{\tan \theta} \right)} \right] \quad (5.61)$$

ដែល T_n ជា nominal torsional moment strength នៅត្រង់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ ។ គេគួរកត់ចំណាំថាសមីការ 5.58, 5.59, 5.60, 5.61 និង 5.63 គឺផ្អែកលើការសន្មត (1) ការរលក (spalling) របស់ស្រទាប់បេតុងការពារដែក និង (2) ដោយប្រើ non-softened stress-strain curve របស់បេតុង ។ ការសន្មតទាំងនេះមើលទៅមិនជាត្រឹមត្រូវទេដោយពិចារណាការរមួលជាក់ស្តែងរបស់អង្គត់បេតុង ។

សម្រាប់បន្ទុករមួល និងការកាត់, កុងត្រាំងកាត់នៅត្រង់ nominal strength T_n និង V_n នៅក្នុងសមីការ 5.61 ក្លាយជា

$$\tau_n = \frac{T_n p_h}{A_{oh}^2} + \frac{V_n - V_p}{b_v d_v} \quad (5.62)$$

ដែល V_p = បង្គុំកម្លាំងកុងត្រាំងបញ្ឈរ

b_v = ទទឹងទ្រនុងប្រសិទ្ធភាពអប្បបរមានៅក្នុងកម្ពស់កម្លាំងកាត់ d_v ក្រោយពេល spalling ស្រទាប់ការពារ ។ ដកអង្គត់ផ្ចិតរបស់ duct ពីទទឹងទ្រនុងប្រសិទ្ធភាព ungrouted tendon ឬដកពាក់កណ្តាលអង្គត់ផ្ចិតរបស់ duct សម្រាប់ grouted tendon ។

d_v = កម្ពស់កម្លាំងកាត់ប្រសិទ្ធភាព ។ គេអាចគិតវាជា flexural lever arm ប៉ុន្តែមិនត្រូវតូចជាងចម្ងាយបញ្ឈរចន្លោះអ័ក្សរបស់ bars ឬ prestressing tendon នៅត្រង់កាត់ជ្រុងរបស់ដែកកង ។

តម្លៃប៉ាន់ស្មាននៃមុំទ្រុឌរបស់ compressive strut θ នៅក្នុងរូបទី ៥.៣៨ ស្ថិតនៅចន្លោះ 24° សម្រាប់ការរមួលសុទ្ធ និង 90° សម្រាប់ការពត់បង្កោងសុទ្ធ ។ ដូចនេះ គេជ្រើសរើសយកតម្លៃ θ តូចជាងគេសម្រាប់កម្លាំងរមួល ធ្វើអោយគេត្រូវការ hoop steel កាន់តែតិច និងនាំអោយគេត្រូវការក្រឡាផ្ទៃដែកបណ្តោយកាន់តែច្រើន ។ ដោយសារដែកកងផ្ទៃជាងដែកបណ្តោយ នោះជំរើសតម្លៃ θ កាន់តែតូចគឺគេនឹងទទួលបានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចកាន់តែប្រសើរក្នុងការគណនា ។

Compression field theory សន្មតថាគេជ្រើសរើសលក្ខណៈធរណីមាត្ររបស់ designed section លើមូលដ្ឋាននៃ yielding របស់ដែកកង និងដែកបណ្តោយមុននឹងកើតមានការបែកតាមអង្គត់ទ្រូងរបស់បេតុង ។ ដូចនេះ transverse strain ε_1 នៅក្នុងសមីការ 5.57 និង 5.58a គួរគិតជា yield strain ε_{ty} ។

គេអាចកំណត់មុំរបស់ compression strut θ ដែលគិតជាដឺក្រេដូចខាងក្រោម

$$10 + \frac{35(\tau_n / f'_c)}{0.42 - 50\varepsilon_l} < \theta < 80 - \frac{35(\tau_n / f'_c)}{0.42 - 65\varepsilon_{ty}} \quad (5.63)$$

គេគួរចំណាំថានៅក្នុង compression field theory គេសន្មត់កុងត្រាំងទាញមេស្មើនឹងសូន្យក្រោយពេលបេតុងប្រេះ ។ Collin និង Mitchell ដែលបានស្នើសុំ modified compression field theory គិតបញ្ចូលនូវការ

ចូលរួមរបស់ដែកទាញនៅក្នុងបេតុងចន្លោះស្នាមប្រេះ ។ ACI Code approach សន្មត់មុំទ្រូត θ ថែរ ដែលនៅក្នុងនោះ $\theta = 45^\circ$ សម្រាប់បេតុងអារម្ម និង $\theta = 37.5^\circ$ សម្រាប់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង ។

៥.១៧.២. Plasticity Equilibrium Truss Theory

Hsu បានស្នើឡើងនូវ equilibrium, compatibility និង softene constitutive law របស់បេតុងនៅក្នុងទ្រឹស្តីតែមួយដែលអាចទាញនូវក្នុងត្រាំងកាត់ និងក្នុងត្រាំងរមួលរបស់ផ្ទៃដែលមានលក្ខណៈសុក្រិតអាចទទួលយកបាន ។ គេប្រើ shear flow concept ក្នុងការបំបែកសមីការដែលទាក់ទងសម្រាប់ shear equilibrium ។

៥.១៧.២.១. Equilibrium in Element Shear

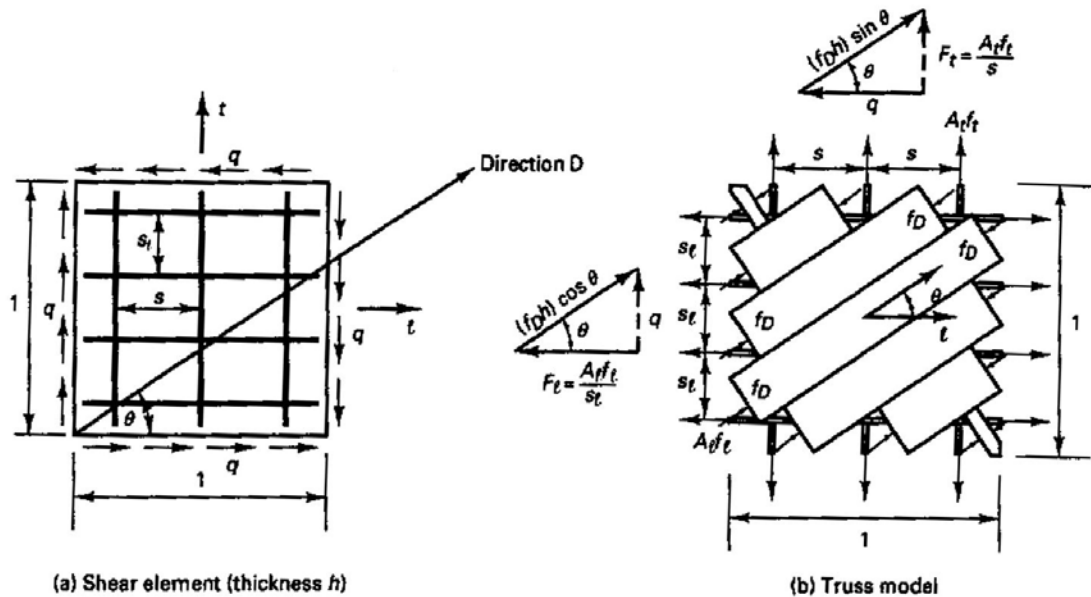


Figure 5.41 Equilibrium forces in element shear .

គេមានធាតុការរមួលដែលមានកម្រាស់ t រងនូវ shear flow q ដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងកាត់សុទ្ធដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៤១ ។ ទាំងដែកនៅក្នុងទិសបណ្តោយ l ទាំងដែកនៅក្នុងទិសទទឹង t គឺសុទ្ធតែរងក្នុងត្រាំងឯកតា f_l / s_l និង f_v / s រៀងគ្នា ដែលគេអាចកំណត់ shear flow q ដោយសមីការលំនឹង

$$q = (F_l) \tan \theta \quad (5.64a)$$

ដែល $F_l = A_l f_l / s_l$ និង

$$q = (F_t) \cot \theta \quad (5.64b)$$

ដែល $F_t = A_t f_v / s$

A_t និង A_v ជាក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់របស់ដែក ហើយ s_l និង s_t ជាគំលាតក្នុងទិស l និងទិស t រៀងគ្នា ។

ពីរាងធរណីមាត្ររបស់ត្រីកោណនៅក្នុងរូបទី ៥.៤១ គេអាចកំណត់ shear flow ដោយ

$$q = (f_D t) \sin \theta \cos \theta \quad (5.65)$$

ប្រសិនបើគេសន្មត់ដែកក្នុងទិសទាំងពីរធ្វើការដល់ yield នោះសមីការ 5.64a និង 5.65 អោយ

$$\tan \theta = \sqrt{\frac{F_{ty}}{F_{ly}}} \quad (5.66a)$$

និង $q_y = \sqrt{F_{ly} F_{ty}} \quad (5.66b)$

ដែលអក្សរ y មានន័យ yielding របស់ដែក ។

៥.១៧.២. Equilibrium in Element Torsion

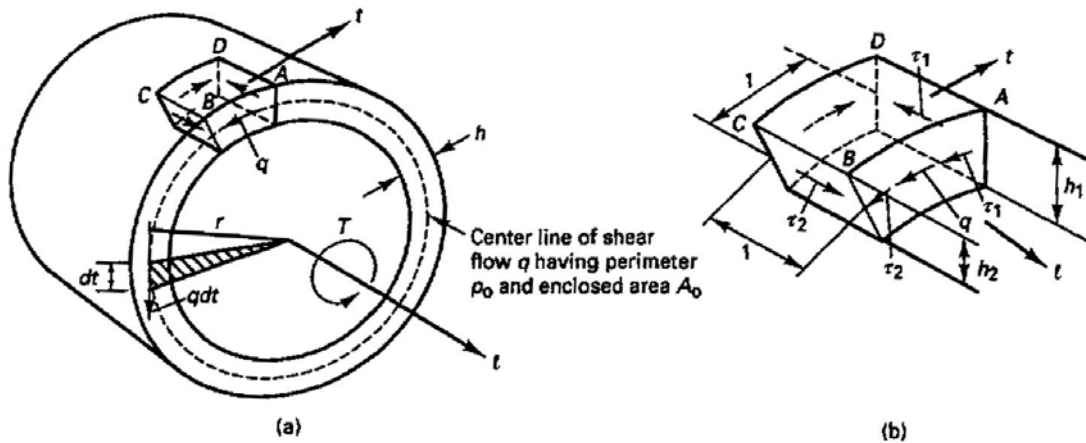


Figure 5.42 Hollow tube equilibrium torsion forces. (a) Section of tube subjected to torsion T . (b) Unit shear element from tube wall of varying thickness h . Note: l and t denote the longitudinal and transverse directions.

រូបទី ៥.៤២ បង្ហាញពីទីបប្រហោង និងមានកម្រាស់ប្រែប្រួលដែលរងកម្លាំងរងមូលសុទ្ធ ។ ទ្រឹស្តី St.-Venant សន្មត់ថារាងរបស់មុខកាត់នៅរក្សាដដែលក្រោមកំហូចទ្រង់ទ្រាយអេឡាស្ទិចតូច ហើយ warping deformation ដែលកែងនឹងមុខកាត់គួរមានតម្លៃដូចគ្នាតាមបណ្តោយអ័ក្សរបស់អង្កត់ ។ ដូចនេះ គេអាចសន្មត់ថាមានតែក្នុងត្រង់កាត់ទៅដែលកើតមាននៅក្នុងជញ្ជាំងប្រអប់ក្នុងទម្រង់ shear flow q ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី

៥.៤២ a និងសន្មតថា ក្នុងត្រាំងកែងក្នុងប្លង់ (in-plane normal stresses) នៅក្នុងជញ្ជាំងត្រូវបានចោល ។ ប្រសិនបើធាតុអនុតូចរបស់ជញ្ជាំង ABCD ត្រូវបានផ្ដាច់ចេញដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៤២ b, shear flow នៅក្នុងទិសដៅ l ត្រូវស្មើនឹង shear flow នៅក្នុងទិសដៅ t ឬ

$$\tau_l t_1 = \tau_t t_2 \quad (5.67)$$

នៅលើគោលការណ៍នេះ គេគិត shear flow q មានតម្លៃថេរពាសពេញមុខកាត់ ។ កម្លាំងរមួលនៅលើចម្ងាយអនុតូច dt តាមបណ្តោយគន្លង shear flow គឺ qdt ដូចនេះ torsional resistance របស់ម៉ូឌុលរមួលខាងក្រៅ T នៅក្នុងរូបទី ៥.៤២ a ក្លាយជា

$$T = q \oint r dt \quad (5.68)$$

ពីរូបទី ៥.៤២ a យើងឃើញថា $r dt$ នៅក្នុងអាំងតេក្រាលស្មើនឹងពីរដងនៃក្រឡាផ្ទៃរបស់ត្រីកោណដែលឆ្លងកាត់ផ្ទៃឡើងដោយ r និង dt ។ ក្រឡាផ្ទៃសរុបជុំវិញមុខកាត់គឺ

$$\oint r dt = 2A_o \quad (5.69)$$

ដែល A_o = ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់ដែលបំពេញដោយ shear flow center line ។ ដោយជំនួស $2A_o$ ទៅក្នុងសមីការ 5.68 គេទទួលបាន

$$q = \frac{T}{2A_o} \quad (5.70)$$

ដោយមិនគិត warping, shear element ដែលរងការរមួលសុទ្ធនៅក្នុងជញ្ជាំងទីបរបស់រូបទី ៥.៤២ a មានតម្លៃដូចគ្នាទៅនឹង membrane shear element នៅក្នុងរូបទី ៥.៤១ a ។ ដូចនេះ ដោយជំនួស shear flow q ដែលបានពីសមីការ 5.70 ទៅក្នុង 5.64 a, b និង 5.65 គេបានសមីការលំនឹងបីសម្រាប់ការរមួលដូចខាងក្រោម

$$T = \frac{\bar{F}_l}{p_o} (2A_o) \tan \theta \quad (5.71a)$$

ដែល $\bar{F}_l = F_l p_o$ ហើយ p_o = បរិមាត្ររបស់គន្លង shear flow ។ $\bar{F}_l$ ជាកម្លាំងតាមបណ្តោយសរុបដែលបណ្តាលពីការរមួល

$$T = F_t (2A_o) \cot \theta \quad (5.71b)$$

$$T = (f_D t)(2A_o) \sin \theta \cos \theta \quad (5.71c)$$

គេអាចសរសេរសមីការ 5.71 b នៅពេល yield ជា

$$T_n = \frac{2A_o A_t f_{yv}}{s} \cot \theta \quad (5.72)$$

ដែល T_n ជារេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់រមួលអតិបរមា ។

ដែកអង្កាញ់រមួលចាំបាច់នៅក្នុងទិសបណ្តោយ និងទិសទទឹងក្លាយជា

$$A_t = \frac{T_n s}{2A_o f_{yv} \cot \theta} \quad (5.73)$$

$$A_{t1} = \frac{A_t}{s} \left(\frac{f_{yv}}{f_{yl}} \right) (s_l \cot^2 \theta) \quad (5.74a)$$

ដែល A_t = ក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ដែកអង្កាញ់រមួលតាមបណ្តោយនៅក្នុងមុខកាត់

៥.១៧.៣. Shear-Torsion-Bending Interaction

ពិចារណាប្រអប់ចតុកោណនៅក្នុងរូបទី ៥.៣៧ និង ៥.៤៣ ។ Shear flow q នឹងមិនដូចគ្នានៅលើជញ្ជាំងទាំងបួនរបស់ប្រអប់នៅពេលដែលរងបន្ទុកកាត់ និងការរមួលដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.៤៣ ។ ការបាក់អាចនឹងកើតឡើងតាមពីរបែប:

- ដែកបណ្តោយរងការទាញខាងក្រោម និងដែកកងទទឹងធ្វើការដល់ yield
- ដែកបណ្តោយរងការសង្កត់ខាងលើ និងដែកកងទទឹងធ្វើការដល់ yield

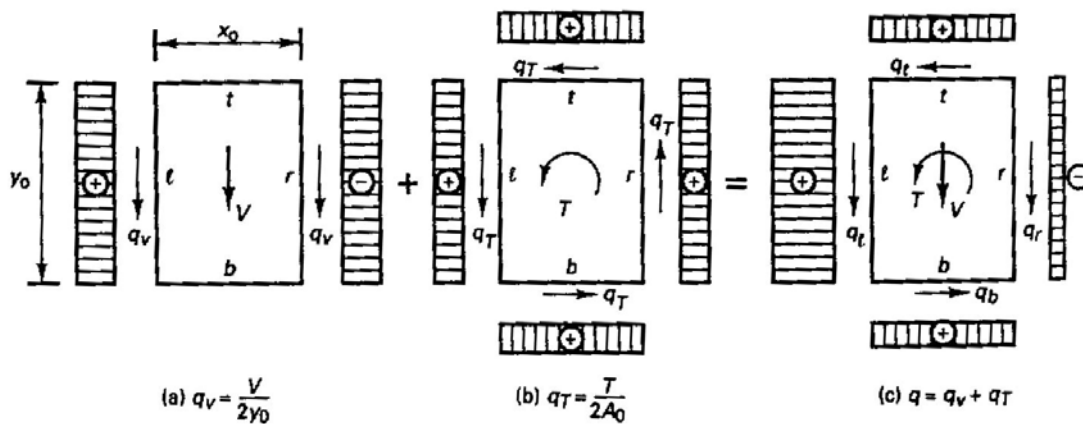


Figure 5.43 Hollow section shear flow q due to combined shear and torsion.

(a) ដែកខាញខាងក្រោមធ្វើការដល់ yield

ប្រសិនបើការបាក់នេះកើតឡើងដោយសារដែកបណ្តោយខាងក្រោម និងដែកកងធ្វើការដល់ yield ដោយសារបន្ទុកក្នុងត្រាំងកាត់ និងក្នុងត្រាំងរមួល គេអាចបំបែកសមីការខាងក្រោមជាលក្ខខណ្ឌនឹងបានដូចខាងក្រោម:

$$\frac{M}{F_b y_o} + \left(\frac{V}{2y_o} \right)^2 \frac{y_o}{F_B} \frac{s}{A_t f_v} + \left(\frac{T}{2A_o} \right)^2 \frac{(y_o + x_o)}{F_B} \frac{s}{A_t f_v} = 1 \quad (5.75)$$

ប្រសិនបើ M_o , V_o និង T_o ជាម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងដែលមានអំពើតែឯង គេអាចកំណត់ពួកវាបានដូចខាងក្រោម:

$$M_o = F_B y_o \quad (5.76a)$$

$$V_o = 2y_o \sqrt{\left(\frac{F_T}{y_o} \right) \frac{A_t f_v}{s}} \quad \text{សម្រាប់មុខកាត់ប្រអប់} \quad (5.76b)$$

$$T_o = 2A_o \sqrt{\left(\frac{2F_T}{p_o} \right) \frac{A_t f_v}{s}} \quad (5.76c)$$

$$\text{ដែល } p_o = 2(y_o + x_o)$$

$$R = \frac{F_T}{F_B} \quad (5.76d)$$

គេអាចទទួលបាន nondimensional interaction surface relationship ដោយបញ្ចូលសមីការ 5.76 ទៅក្នុងសមីការ 5.75

$$\left(\frac{M}{M_o} \right) + \left(\frac{V}{V_o} \right)^2 R + \left(\frac{T}{T_o} \right)^2 R = 1 \quad (5.77a)$$

(b) ដែកសង្កត់ខាងលើធ្វើការដល់ yield

ប្រសិនបើការបាក់នេះកើតឡើងដោយសារដែកបណ្តោយខាងលើ (ដែកកងការសង្កត់) និងដែកកងធ្វើការដល់ yield នោះសមីការ 5.77 a នឹងក្លាយជា

$$-\left(\frac{M}{M_o} \right) \frac{1}{R} + \left(\frac{V}{V_o} \right)^2 + \left(\frac{T}{T_o} \right)^2 = 1 \quad (5.77b)$$

ពីសមីការ 5.77a និង 5.77b អន្តរកម្មរបស់ V និង T មានរាងជាសមីការរង្វង់ដែលមានម៉ូម៉ង់ពត់ M ថេរសម្រាប់ផ្ទៃបាក់ទាំងពីរ ។

ការប្រសព្វគ្នារវាងផ្ទៃបាក់ទាំងពីរសម្រាប់ការបាក់ទាំងពីរនេះបង្កើតបានចំណុចខ្ពស់បំផុត នៅលើខ្សែកោងអន្តរកម្មរវាង V និង T ដែលសមីការ 5.77a និង 5.77b អោយ

$$\left(\frac{V}{V_o}\right)^2 + \left(\frac{T}{T_o}\right)^2 = \frac{1+R}{2R} \quad (5.78a)$$

សមីការ 5.78 សម្រាប់ $R = 0.25, 0.5$ និង 1 នៅលើប្លង់ខ្ពស់បំផុតអោយដ្យាក្រាមរាងរង្វង់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៤៤ ។

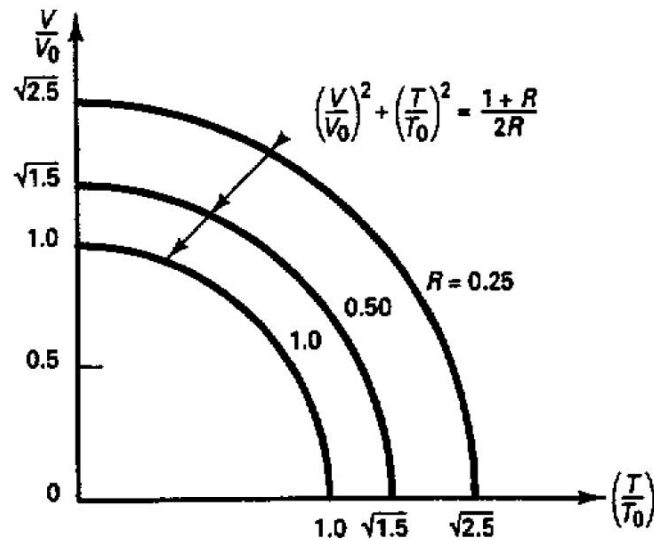


Figure 5.44 Shear-torsion interaction diagram.

ការបាក់តាមរបៀបទីបីគឺបណ្តាលមកពីដែកខាងលើ ដែកខាងក្រោម និងដែកកងធ្វើការដល់ yield ហើយគេត្រូវបន្ថែម shear flow ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់រង្វិលនៅលើគ្រប់ជ្រុងទាំងអស់ ។ សមីការ 5.78a ត្រូវបានកែសម្រួលដូចខាងក្រោម

$$\left(\frac{V}{V_o}\right)^2 + \left(\frac{T}{T_o}\right)^2 + \sqrt{2} \left(\frac{VT}{V_o T_o}\right) = \frac{1+R}{2R} \quad (5.78b)$$

រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់រង្វិលមេគុណ ϕT_n ត្រូវធំជាង ឬស្មើម៉ូម៉ង់រង្វិលខាងក្រៅ T_u ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកមេគុណ ។ ក្នុងការគណនា T_n (ACI 318-99) គេសន្មត់អោយកម្លាំងរង្វិលទាំងអស់ត្រូវបានទប់ទល់ដោយដែកកងបិទជិត និងដែកបណ្តោយ ហើយសន្មត់ថា torsional moment T_c ដែលទប់ទល់ដោយ concrete compression strut មានតម្លៃស្មើសូន្យ ។ នៅក្នុងពេលជាមួយគ្នា គេសន្មត់ថាកម្លាំងកាត់ V_c ដែលទប់ទល់ដោយបេតុងមិនផ្លាស់ប្តូរដោយ

សារវត្តមានរបស់ម៉ូម៉ង់រងរងទេ ។ ការសម្រួលបែបនេះកាត់បន្ថយភាពលំបាក និងទំហំនៃសមីការអន្តរកម្មសម្រាប់ V , T និង M ដែលប្រើនៅក្នុងក្នុងពីមុន ។ ជាសង្ខេប ដែកកងសម្រាប់កម្លាំងកាត់ត្រូវបានកំណត់ដោយតម្លៃរបស់ $V_s = V_n - V_c$ ដែកកងសម្រាប់ម៉ូម៉ង់រងត្រូវបានកំណត់ដោយតម្លៃរបស់ T_n តែប៉ុណ្ណោះ ដែល $T_n = T_u / \phi$ ហើយ $\phi = 0.85$ ។

៥.១៧.៥. Design of Prestressed Concrete Beams Subjected to Combined Torsion, Shear, and Bending in Accordance with the ACI 319-99 Code

ដោយធ្វើការកែសម្រួល equilibrium truss model នៃចំណុច ២, ចំណុចបន្តបន្ទាប់ជា ACI 318 Code provision សម្រាប់ការសិក្សាគណនាដែកបណ្តោយ និងដែកទទឹងនៅក្នុងអង្គត់ប្រកុងត្រាំង ។

៥.១៧.៥.1. Compatibility Torsion

នៅក្នុងប្រព័ន្ធស្ថានទិចមិនកំណត់ (statically indeterminate system) ការសន្មតភាពរឹងក្រាញ (stiffness), ភាពត្រូវគ្នារបស់បម្រែបម្រួលរាងធ្យូង (compatibility of strain) នៅត្រង់តំណ និងការបែងចែកក្នុងត្រាំងឡើងវិញអាចជះឥទ្ធិពលដល់ក្នុងត្រាំងផ្ទុបដែលនាំទៅដល់ការកាត់បន្ថយ torsional shearing stress ។ គេអនុញ្ញាតអោយមានការកាត់បន្ថយនៅក្នុងតម្លៃរបស់ម៉ូម៉ង់មេគុណដែលប្រើនៅក្នុងការគណនាអង្គត់ ប្រសិនបើផ្នែកនៃម៉ូម៉ង់នេះអាចត្រូវបានបែងចែកទៅកាន់អង្គត់ដែលប្រសព្វគ្នា ។ ACI Code អនុញ្ញាត torsional moment មេគុណអតិបរមានៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ $h/2$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រងសម្រាប់អង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំងខាងក្រោម

$$T_u = \phi 4 \sqrt{f'_c} \left(\frac{A_{cp}^2}{p_{pc}} \right) \sqrt{1 + \frac{\bar{f}}{4 \sqrt{f'_c}}} \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.79)$$

$$T_u = \frac{\phi \sqrt{f'_c}}{3} \left(\frac{A_{cp}^2}{p_{cp}} \right) \sqrt{1 + \frac{3 \bar{f}}{\sqrt{f'_c}}} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល A_{cp} = ក្រឡាផ្ទៃដែលព័ទ្ធជុំវិញដោយបរិមាត្រខាងក្រៅរបស់មុខកាត់បេតុង $= x_o y_o$

p_{cp} = បរិមាត្រខាងក្រៅរបស់មុខកាត់បេតុង A_{cp} , $= 2(x_o + y_o)$

$\bar{f}$ = ក្នុងត្រាំងសង្កត់មធ្យមនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់អ័ក្សទីប្រជុំទម្ងន់ដែលបណ្តាលតែពីក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធ

ភាពក្រោយពីកំហាតបង់ ។ ACI Code កំណត់ $\bar{f}_c$ ជា f_{pc} ។

ការមិនគិតឥទ្ធិពលពេញលេញនៃតម្លៃសរុបរបស់ម៉ូម៉ង់រងមូលខាងក្រៅនៅក្នុងករណីនេះ មិននាំទៅដល់ការបាក់របស់គ្រឿងបង្កើន ប៉ុន្តែវាអាចបង្កអោយមានស្នាមប្រេះធំប្រសិនបើ $4\phi\sqrt{f'_c}(A_{cp}^2/p_{cp})$ សម្រាប់ខ្នាត US ឬ $\phi\sqrt{f'_c}(A_{cp}^2/p_{cp})/3$ សម្រាប់ខ្នាត SI មានតម្លៃតូចជាងម៉ូម៉ង់រងមូលមេគុណជាក់ស្តែងខ្លាំងពេកនោះ ។

ប្រសិនបើកម្លាំងរងមូលមេគុណជាក់ស្តែងតូចជាងអ្វីដែលអោយនៅក្នុងសមីការ 5.79 នោះគេត្រូវគណនាផ្ទុកសម្រាប់តម្លៃកម្លាំងរងមូលដែលតូចជាង ។ ប៉ុន្តែសម្រាប់បេតុងប្រកុងត្រាំង គេចោល torsional moment ប្រសិនបើ

$$T_u < \phi\sqrt{f'_c}\left(\frac{A_{cp}^2}{p_{cp}}\right)\sqrt{1+\frac{\bar{f}_c}{4\sqrt{f'_c}}} \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.80)$$

$$T_u < \frac{\phi\sqrt{f'_c}}{12}\left(\frac{A_{cp}^2}{p_{cp}}\right)\sqrt{1+\frac{3\bar{f}}{\sqrt{f'_c}}} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

៥.១៧.៥.២. Torsional Moment Strength

គេជ្រើសរើសទំហំមុខកាត់ដោយឈរលើគោលការណ៍នៃការកាត់បន្ថយស្នាមប្រេះ និងការពារការផ្ទុះបែកផ្ទៃបេតុងដែលបង្កដោយកុងត្រាំងសង្កត់ទ្រេតដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរងមូលដែលកំណត់ដោយអង្គខាងឆ្វេងរបស់សមីការ 5.81 ។ ទំហំធរណីមាត្រសម្រាប់រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់រងមូលនៅក្នុងបេតុងអារម៉េ និងបេតុងប្រកុងត្រាំងត្រូវបានកំណត់ដោយសមីការខាងក្រោម

(a) មុខកាត់តាន់

$$\sqrt{\left(\frac{V_u}{b_w d}\right)^2 + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2}\right)^2} \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + 8\sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.81)$$

$$\sqrt{\left(\frac{V_u}{b_w d}\right)^2 + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2}\right)^2} \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + \frac{2}{3}\sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

(b) មុខកាត់ប្រហោង

$$\left(\frac{V_u}{b_w d}\right) + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2}\right) \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + 8\sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.82)$$

$$\left(\frac{V_u}{b_w d}\right) + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2}\right) \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + \frac{2}{3}\sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល A_{0h} = ក្រឡាផ្ទៃដែលព័ទ្ធជុំវិញអ័ក្សរបស់ transverse torsional reinforcement ខាងក្រៅគេ
បំផុត

p_h = បរិមាត្ររបស់ transverse torsional reinforcement ខាងក្រៅគេបំផុត ដោយគិតពី
អ័ក្សដេក

ក្រឡាផ្ទៃ A_{0h} សម្រាប់មុខកាត់ផ្សេងៗដែលអោយនៅក្នុងរូបទី ៥.៤៥, រូបទី ៥.៤៦ និងរូបទី ៥.៤៧ ផ្តល់
នូវការណែនាំដើម្បីកំណត់ក្រឡាផ្ទៃ A_{0h} និងក្រឡាផ្ទៃ shear flow $A_0 \cong 0.85A_{0h}$ នៅក្នុងសមីការ 5.84(a) ។

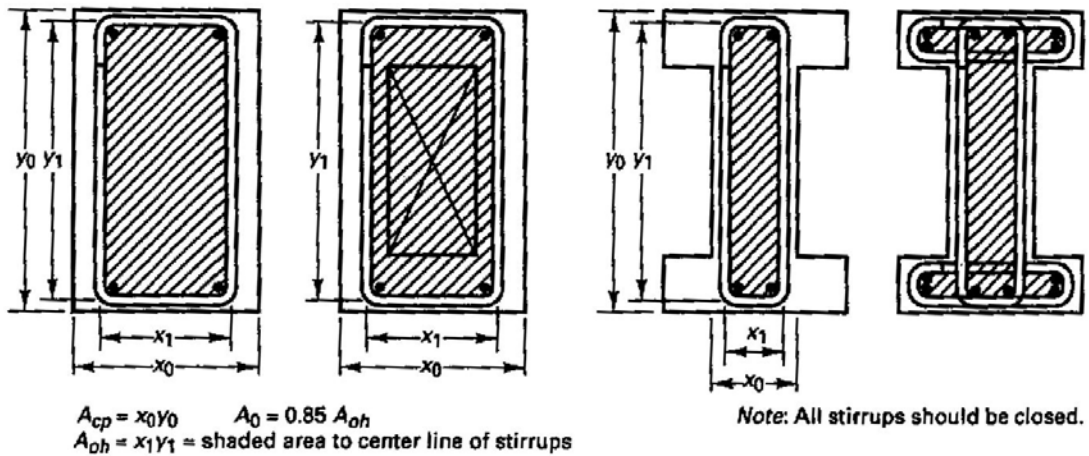


Figure 5.45 Torsional geometric parameters.

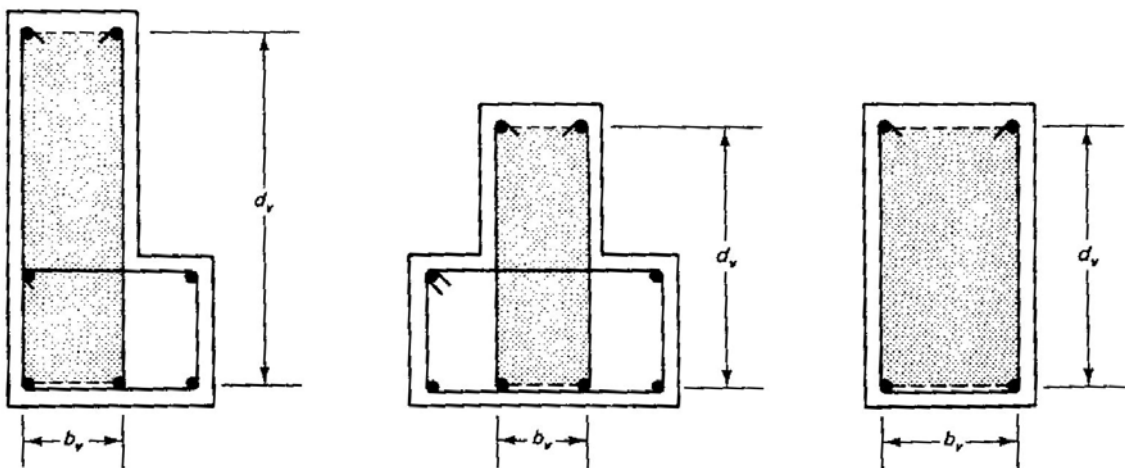


Figure 5.46 Shear-flow geometry and effective shear area.

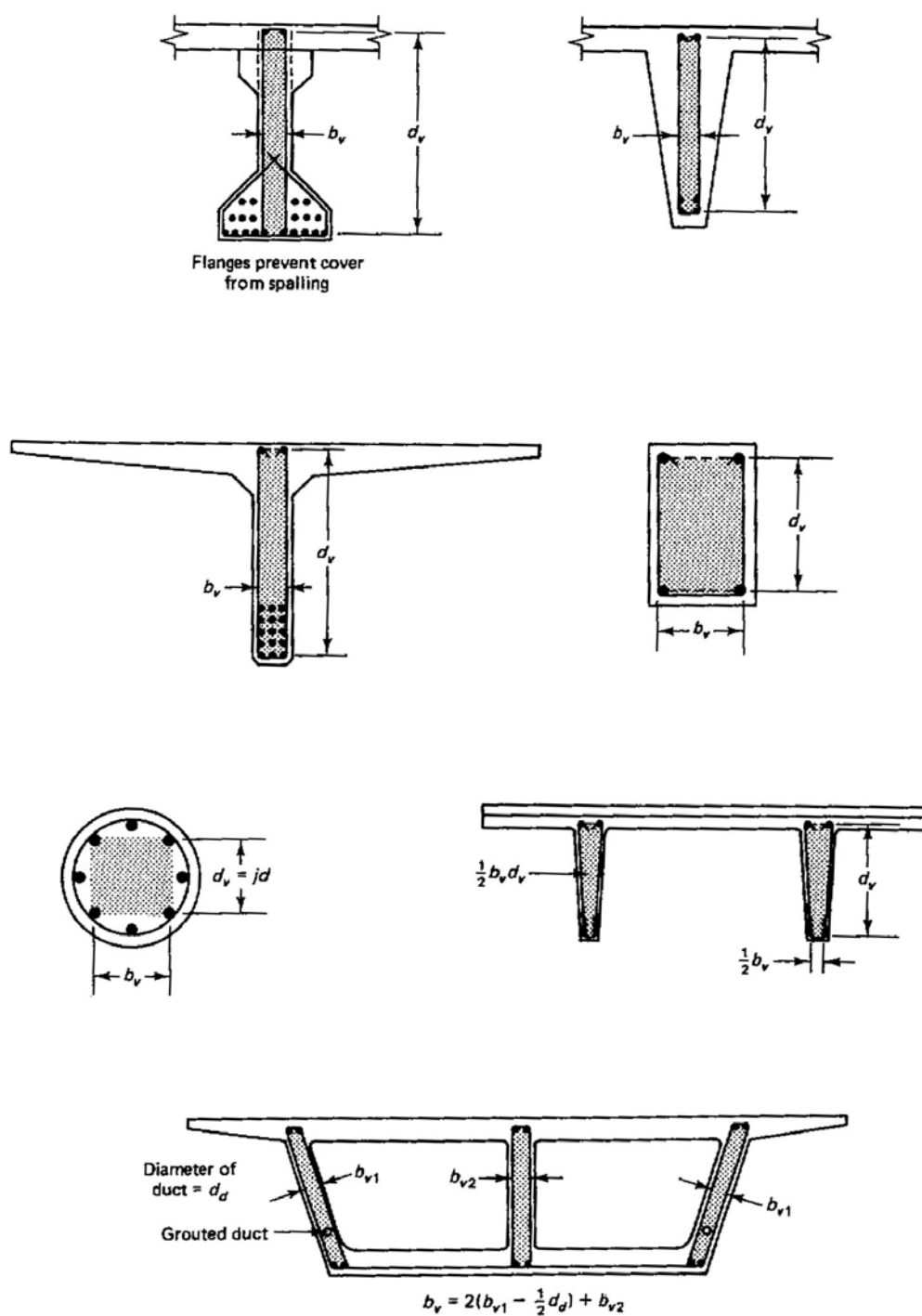


Figure 5.47 Effective shear width and depth of typical prestressed concrete sections.

ផលបូកនៃកុងត្រាំងនៅអង្គខាងឆ្វេងរបស់សមីការ 5.82 មិនគួរធំជាងកុងត្រាំងដែលបណ្តាលអោយមាន shear cracking បូកនឹង $8\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.664\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ ។ វាមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹង limiting strength $V_s \leq 8\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.664\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ សម្រាប់កម្លាំងកាត់ដែលគ្មានកម្លាំងរមួល ។

៥.១៧.៣.3. Hollow Section Wall Thickness

ក្នុងត្រាំងកាត់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរមួលកើតមាននៅក្នុងជញ្ជាំងរបស់មុខកាត់ប្រហោង ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.៤៨ a ។ ចំណាំថានៅក្នុងមុខកាត់តាន់ ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែលបណ្តាលពីការរមួលនៅ តែប្រមូលផ្តុំនៅត្រង់តំបន់ខាងក្រៅរបស់មុខកាត់ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៥.៤៨b ។

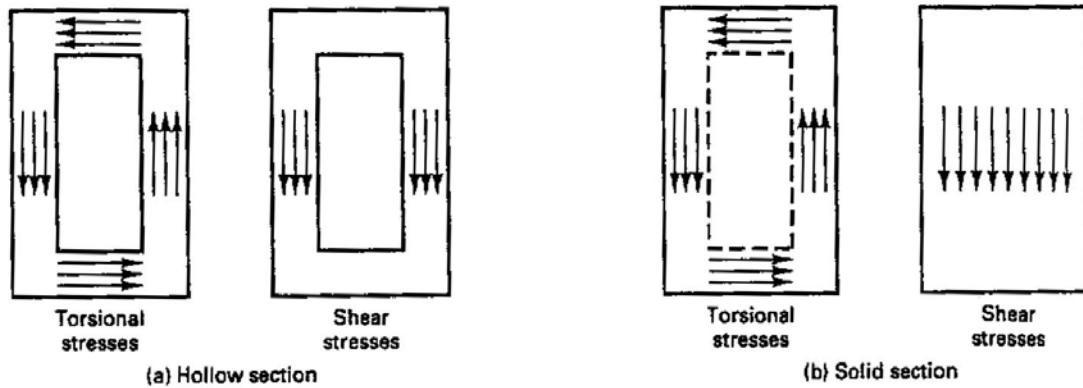


Figure 5.48 Superposition of torsional and shear stresses. (a) Directly additive occurring in the left wall of the box (Equation 7.30b). (b) Torsion acts on “tubular” outer-wall section while shear stress acts on the full width of solid section: stresses combined using square root of sum of squares (Equation 7.30b).

ប្រសិនបើកម្រាស់ជញ្ជាំងរបស់មុខកាត់ប្រហោងប្រែប្រួល គេត្រូវកំណត់មុខកាត់ធរណីមាត្រនៅត្រង់ទី តាំងបែបណាដែលធ្វើអោយអង្គខាងឆ្វេងរបស់សមីការ 5.82 មានតម្លៃអតិបរមា ។ ដូចគ្នា ប្រសិនបើកម្រាស់ ជញ្ជាំង $t < A_{0h} / p_h$ គេត្រូវយកអង្គខាងឆ្វេងរបស់សមីការ 5.82 ស្មើនឹង

$$\left(\frac{V_u}{b_w d} \right) + \left(\frac{T_u}{1.7 A_{0h} t} \right)$$

កម្រាស់ជញ្ជាំង t ជាកម្រាស់ដែលគេត្រូវត្រួតពិនិត្យក្នុងត្រាំង ។

$$\begin{aligned} V_c &= \left(0.6 \lambda \sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d & (\text{ខ្នាត US}) \\ V_c &\geq (1.7 \lambda \sqrt{f'_c}) b_w d & (\text{ខ្នាត US}) \\ V_c &\leq (5 \lambda \sqrt{f'_c}) b_w d & (\text{ខ្នាត US}) \\ V_c &= \left(\lambda \sqrt{f'_c} / 20 + 5 \frac{V_u d}{M_u} \right) & (\text{ខ្នាត SI}) \\ V_c &\geq (0.17 \lambda \sqrt{f'_c}) b_w d & (\text{ខ្នាត SI}) \end{aligned} \quad (5.83)$$

$$V_c \leq (0.4\lambda\sqrt{f'_c})b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$\text{និង} \quad \frac{V_u d}{M_u} \leq 1.0$$

៥.១៧.៥.4. Torsional Web Reinforcement

គេអាចទទួលបានស៊ីស្តង់រមូលបន្ថែមដែលបណ្តាលពីដៃកងការរមូលបន្ថែមដោយប្រើដែកកង និងដែកបណ្តោយ ។ គេគួរប្រើដែកកង និងដែកបណ្តោយដែលមានមាឌស្មើគ្នាដើម្បីទប់ទល់នឹងម៉ូម៉ង់រមូល ។ គោលការណ៍នេះជាគោលការណ៍របស់សមីការ ACI សម្រាប់កំណត់ torsional web steel ។ ប្រសិនបើ s ជាគំលាតដែកកង, A_t ជាក្រឡាផ្ទៃដែកបណ្តោយសរុប និង A_t ជាក្រឡាផ្ទៃសម្រាប់ជើងមួយរបស់ដែកកង ។ ដែកទទឹងសម្រាប់ទប់ទល់ត្រូវឈរលើស៊ីស្តង់រមូលខាងក្រៅពេញលេញ $T_n = (T_u / \phi)$ ដែល

$$T_n = \frac{2A_0 A_t f_{yv}}{s} \cot \theta \quad (5.84a)$$

(មើលការបំបែកសមីការ 5.72)

A_0 = gross area ព័ទ្ធជុំវិញដោយ shear flow path

A_t = ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់នៃជើងមួយរបស់ដែកកងបិទជិត

f_{yv} = yield strength របស់ closed transverse torsional reinforcement ហើយវាមិនត្រូវធំជាង

60ksi(414MPa)

θ = មុំរបស់ compression diagonal (struts) នៅក្នុង space truss analogy សម្រាប់ការរមូល

(មើលរូបទី ៥.៣៩)

ដោយផ្លាស់តួរបស់សមីការ 5.84a, ក្រឡាផ្ទៃដែកកងក្លាយជា

$$\frac{A_t}{s} = \frac{T_n}{2A_0 f_{yv} \cot \theta} \quad (5.84b)$$

គេគួរកំណត់ក្រឡាផ្ទៃ A_0 ដោយការវិភាគ តែលើកលែងថា ACI 318 Code អនុញ្ញាតអោយយក

$A_0 = 0.85A_{0h}$ ជំនួសអោយការវិភាគ ។

ស៊ីស្តង់រមូលមេគុណ ϕT_n ត្រូវធំជាង ឬស្មើនឹងម៉ូម៉ង់រមូលមេគុណខាងក្រៅ T_u ។ នៅក្នុង ACI 318-99 code បានសន្មតថាម៉ូម៉ង់រមូលទាំងអស់ត្រូវបានទប់ទល់ដោយដែកកងបិទជិត និងដែកបណ្តោយដោយមិនគិត

រេស៊ីស្តង់រមួលរបស់បេតុង $T_c = 0$ ។ កម្លាំងកាត់ V_c ត្រូវបានទប់ទល់ដោយបេតុងដោយសន្មត់គ្មានការប្រែប្រួលដោយសារវត្តមានរបស់ម៉ូម៉ង់រមួល ។

គេមិនត្រូវយកតម្លៃមុំ θ ដែលផ្គុំដោយ concrete compression diagonal strut តូចជាង 30° ឬធំជាង 60° ទេ ។ គេអាចទទួលបានវាដោយការវិភាគដែលធ្វើឡើងដោយ Hsu ។
ដែកបណ្តោយបន្ថែមសម្រាប់ម៉ូម៉ង់ រមួលមិនគួរតូចជាង

$$A_t = \frac{A_c}{s} p_h \left(\frac{f_{yv}}{f_{yt}} \right) \cot^2 \theta \quad (5.85)$$

ដែល f_{yt} = yield strength របស់ដែកទប់ការរមួលបណ្តោយ វាមិនត្រូវធំជាង $60\text{ksi} = 414\text{MPa}$ ។

គេត្រូវប្រើមុំ θ ដូចគ្នាទាំងនៅក្នុងសមីការ 5.84 ទាំងនៅក្នុងសមីការ 5.85 ។ គេគួរកត់ចំណាំថា នៅពេលដែលគេយកតម្លៃ θ កាន់តែតូច បរិមាណដែកកងដែលទាមទារដោយសមីការ 5.84 កាន់តែថយចុះ ។ នៅក្នុងពេលជាមួយគ្នានោះ បរិមាណដែកបណ្តោយដែលទាមទារដោយសមីការ 5.85 នឹងកើនឡើង ។

ដើម្បីជៀសវាងការគណនាមុំ θ ដោយការវិភាគ ACI Code អនុញ្ញាតអោយយកតម្លៃមុំ θ ស្មើនឹង

- (i) 45° សម្រាប់អង្កត់ដែលមិនរងប្រែក្នុងត្រាំង ឬអង្កត់ដែលមានប្រែក្នុងត្រាំងតូចជាងនៅក្នុង (ii)
- (ii) 37.5° សម្រាប់អង្កត់ប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពធំជាង 40% នៃរេស៊ីស្តង់ទាញរបស់ដែកបណ្តោយ ។

PCI បានណែនាំអោយគណនាតម្លៃមុំ θ ពីសមីការ

$$\cot \theta = \frac{T_u / \phi}{1.7 A_{oh} (A_t / s) f_{yv}} \quad (5.86)$$

៥.១៧.៥. Minimum Torsional Reinforcement

គេចាំបាច់ត្រូវដាក់ torsional reinforcement អប្បបរមានៅគ្រប់តំបន់ទាំងអស់ដែល factored torsional moment θ ធំជាងតម្លៃដែលអោយដោយសមីការ 5.80 ។ នៅក្នុងករណីបែបនេះ ដែកកងទទឹងបិទជិតអប្បបរមា ដែលត្រូវការជាតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម

$$A_{vt} = A_v + 2A_t \geq \frac{50b_w s}{f_{yv}} \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.87)$$

$$A_{vt} = A_v + 2A_t \geq \frac{0.35b_w s}{f_{yv}} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

និង
$$A_{vt} \geq \frac{A_{ps} f_{pu}}{80 f_y d} \sqrt{\frac{d}{b_w}}$$

គំលាតអតិបរមាមិនត្រូវធំជាងតម្លៃតូចជាងគេនៃ $p_n / 8$ ឬ $12in.(30cm)$ ។

គេត្រូវគណនាក្រឡាផ្ទៃសរុបអតិបរមារបស់ longitudinal torsional reinforcement បន្ថែមដោយ

$$A_{l,min} = \frac{5\sqrt{f'_c} A_{cp}}{f_{yl}} - \left(\frac{A_t}{s}\right) p_h \frac{f_{yv}}{f_{yl}} \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (5.88)$$

$$A_{l,min} = \frac{5\sqrt{f'_c} A_{cp}}{12 f_{yl}} - \left(\frac{A_t}{s}\right) p_h \frac{f_{yv}}{f_{yl}} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

គេមិនត្រូវយក A_t / s តូចជាង $25b_w / f_{yv}$ ទេ ។ គេត្រូវពង្រាយដែកបណ្តោយបន្ថែមដែលត្រូវការសម្រាប់ទប់ទល់ការរមួលជុំវិញបរិមាត្ររបស់ដែកកងបិទជិតជាមួយនឹងគំលាត $12in.(30cm)$ ។ គេត្រូវដាក់កាបប្រេកុងត្រាំងនៅខាងក្នុងដែកកង ហើយដែកប្រេកុងត្រាំងយ៉ាងតិចមួយត្រូវបានដាក់នៅកាច់ជ្រុងរបស់ដែកកងនីមួយៗ ។ ដែកប្រេកុងត្រាំងត្រូវមានអង្កត់ផ្ចិតយ៉ាងតិច $1/16$ នៃគំលាតដែកកង ប៉ុន្តែមិនត្រូវតូចជាងដែក #3 ទេ ។ គេត្រូវបន្លាយដែកទប់ទល់ការរមួលសម្រាប់ចម្ងាយអប្បបរមា $(b_t + d)$ ចេញពីចំណុចដែលត្រូវការដោយទ្រឹស្តីសម្រាប់ការរមួល ពីព្រោះ torsional diagonal crack កើតមានក្នុងទម្រង់ helical ដែលឈានចេញពីស្នាមប្រេះដែលកើតឡើងដោយសារកម្លាំងកាត់ និងការពត់ ។ b_t ជាទទឹងរបស់ផ្នែកនៃមុខកាត់ដែលមានដែកកងសម្រាប់ទប់ទល់ការរមួល ។ មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់របស់ផ្ទៃមីតនៅត្រង់ចម្ងាយ d ពីផ្ទៃរបស់ទម្រង់សម្រាប់អង្កត់បេតុងអារម៉េ និងនៅត្រង់ $h/2$ សម្រាប់អង្កត់បេតុងប្រេកុង ដែល d ជាកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព និង h ជាកម្ពស់សរុបរបស់មុខកាត់ ។

៥.១៨. ជំហានក្នុងការសិក្សាគណនាសម្រាប់បន្សុំនៃការរមួល និងការកាត់

Design Procedure for Combined Torsion and Shear

ខាងក្រោមជាការសង្ខេបនៃជំហានសិក្សាគណនាដែលបានណែនាំជាលំដាប់ ។ រូបទី ៥.៤៩ បង្ហាញពី flowchart ដែលពណ៌នាពីលំដាប់នៃការសិក្សាគណនាតាមទម្រង់ក្រាហ្វិច ។

1. ធ្វើចំណាត់ថ្នាក់របស់ម៉ូម៉ង់រមួលជា equilibrium torsion ឬ compatibility torsion ។ កំណត់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ និងកំណត់ម៉ូម៉ង់រមួលមេគុណ T_u ។ មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ត្រូវបានគិតនៅត្រង់ $h/2$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រង់សម្រាប់ផ្ទៃបេតុងប្រេកុងត្រាំង ។ ប្រសិនបើ T_u តូចជាង $\phi\sqrt{f'_c}(A_{cp}^2 / p_{cp})\sqrt{1 + \bar{f}_c / 4\sqrt{f'_c}}$ (ខ្នាត US) ឬ $\left[\phi\sqrt{f'_c}(A_{cp}^2 / p_{cp})\sqrt{1 + 3\bar{f}_c / \sqrt{f'_c}}\right] / 12$ (ខ្នាត SI) សម្រាប់អង្កត់ប្រេកុងត្រាំង គេមិនត្រូវគិតឥទ្ធិពលកម្លាំងរមួលទេ ។ $\bar{f}_c$ ជាក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងក្រោយពេលកំហាតបង់នៅត្រង់ទីប្រជុំមុំរបស់មុខកាត់ដែលទប់ទល់នឹងបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅ (នៅក្នុង ACI Code គេប្រើតួ f_{pc} ជំនួសវិញ) ។

2. ត្រួតពិនិត្យថាតើម៉ូម៉ង់រងមូលមេគុណ T_u បង្កជា equilibrium torsion ឬជា compatibility torsion ។

សម្រាប់ compatibility torsion, design torsional moment ត្រូវបានកំណត់អោយតូចជាងម៉ូម៉ង់ T_u

ជាក់ស្តែង ឬ $T_u = \phi 4 \sqrt{f'_c} (A_{cp}^2 / p_{cp}) \sqrt{1 + f'_c / 4 \sqrt{f'_c}}$ (ខ្នាត US) ឬ (ខ្នាត SI) $T_u = 3 \phi \sqrt{f'_c} (A_{cp}^2 / p_{cp}) \sqrt{1 + 3 f'_c / \sqrt{f'_c}}$ សម្រាប់អង្គត់បេតុងប្រេកុងត្រាំង ។ តម្លៃរបស់ design

nominal strength T_u ត្រូវសមមូលទៅនឹង T_u / ϕ ដែល

(a) សម្រាប់មុខកាត់តាន់

$$\sqrt{\left(\frac{V_u}{b_w d}\right)^2 + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2}\right)^2} \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + 8 \sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$\sqrt{\left(\frac{V_u}{b_w d}\right)^2 + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2}\right)^2} \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + \frac{2}{3} \sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

(b) មុខកាត់ប្រហោង

$$\left(\frac{V_u}{b_w d} \right) + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2} \right) \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + 8 \sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$\left(\frac{V_u}{b_w d} \right) + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2} \right) \leq \phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + \frac{2}{3} \sqrt{f'_c} \right) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ប្រសិនបើកំរាស់ជញ្ជាំងតូចជាង A_{0h} / p_h នោះគេគួរយកតួទីពីររបស់អង្គទីមួយស្មើនឹង $T_u / 1.7 A_{0h} t$ ។

$$V_c = \left(0.6 \lambda \sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_c \geq (1.7 \lambda \sqrt{f'_c}) b_w d \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_c \leq (5 \lambda \sqrt{f'_c}) b_w d \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_c = \left(\lambda \sqrt{f'_c} / 20 + 5 \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$V_c \geq (0.17 \lambda \sqrt{f'_c}) b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$V_c \leq (0.4 \lambda \sqrt{f'_c}) b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

និង $\frac{V_u d}{M_u} \leq 1.0$

ហើយ $f_{pe} \geq 0.4 f_{pu}$

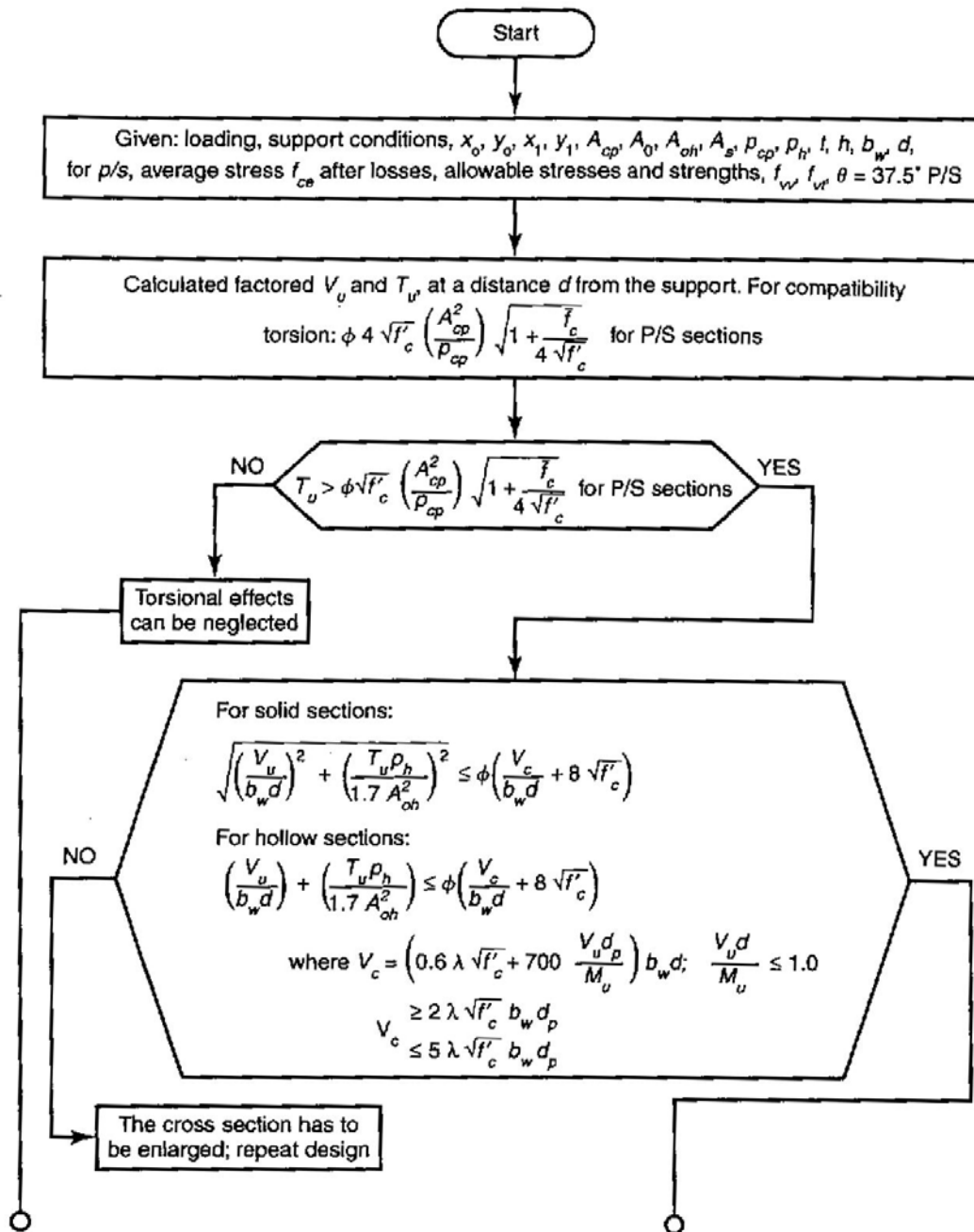


Figure 5.49 Flowchart for the design reinforcement for combined shear and torsion: (a) torsional web steel, (b) shear web steel.

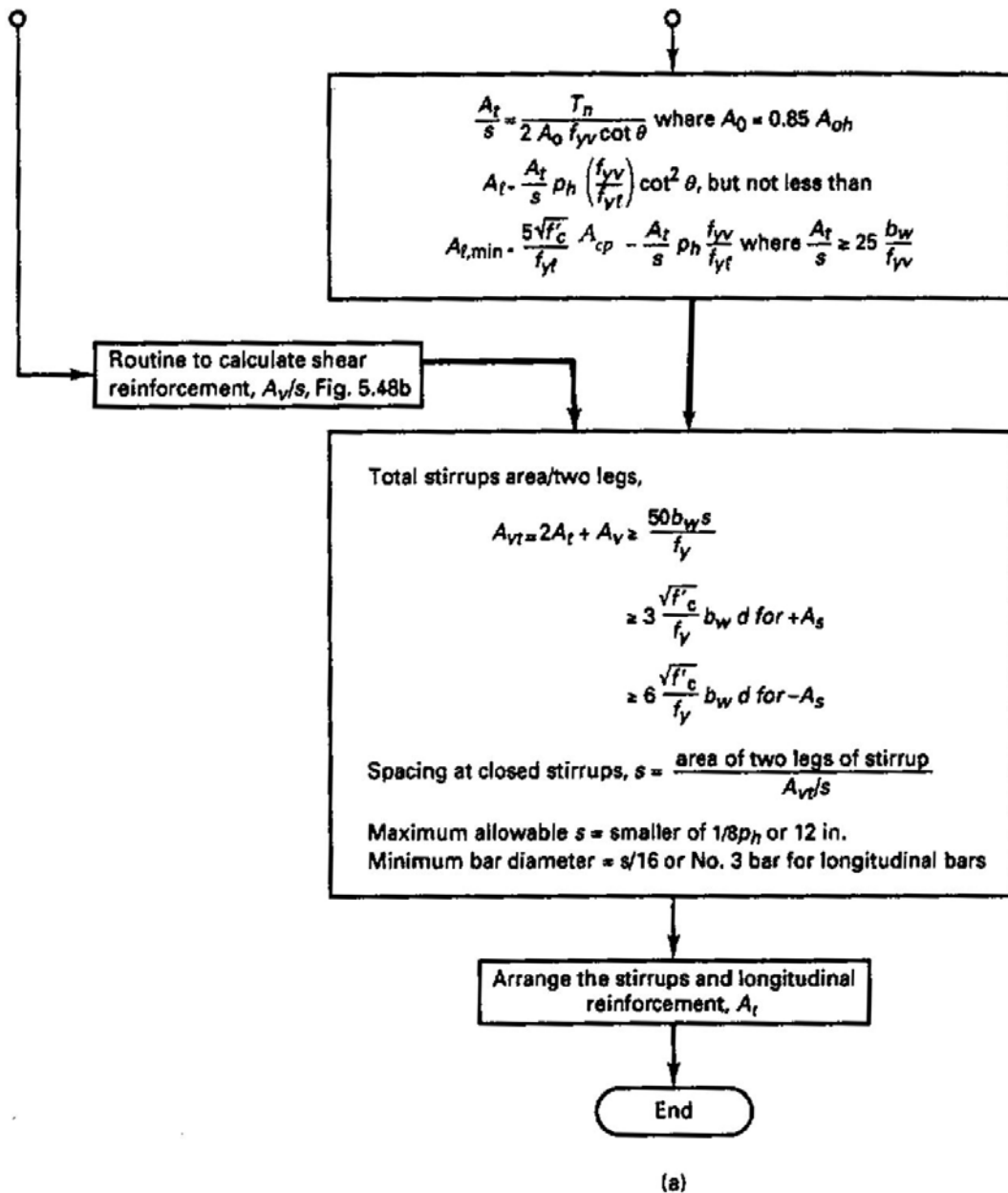


Figure 5.49 Continued

3. ជ្រើសរើសដែកកងបិទជិតបំប៉នការរមួលចាំបាច់ដែលត្រូវប្រើជាដែកទទឹង ដោយប្រើ yield strength អតិបរមា $60\text{ksi}(414\text{MPa})$ គឺ

$$\frac{A_t}{s} = \frac{T_n}{2 A_0 f_{yv} \cot \theta}$$

ប្រសិនបើគេមិនប្រើតម្លៃ A_0 និង θ ដែលទទួលបានពីការវិភាគ ឬពីសមីការ 5.86 គេត្រូវប្រើ $A_0 = 0.85A_{0h}$ និង $\theta = 45^\circ$ សម្រាប់អង្កត់មិនមែនប្រកុងត្រាំង ឬ $\theta = 37.5^\circ$ សម្រាប់អង្កត់ប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពដែលមិនត្រូវតូចជាងរេស៊ីស្តង់ទាញរបស់ដែកបណ្តោយ ។ ដែកបណ្តោយបន្ថែមត្រូវស្នើនឹង

$$A_t = \left(\frac{A_t}{s} \right) p_h \left(\frac{f_{yv}}{f_{yl}} \right) \cot^2 \theta$$

ប៉ុន្តែវាមិនត្រូវតូចជាង

$$A_{t, \min} = \frac{5\sqrt{f'_c} A_{cp}}{f_{yl}} - \left(\frac{A_t}{s} \right) p_h \frac{f_{yv}}{f_{yl}} \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$A_{t, \min} = \frac{5\sqrt{f'_c} A_{cp}}{12 f_{yl}} - \left(\frac{A_t}{s} \right) p_h \frac{f_{yv}}{f_{yl}} \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល A_t / s មិនត្រូវតូចជាង $25b_w / f_{yv}$ ។

គំនាតអនុញ្ញាតអតិបរមារបស់ដែកកងទទឹងជាតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម $p_h / 8$ ឬ $12in.(30cm)$ ហើយអង្កត់ផ្ចិតរបស់ដែកបណ្តោយ ឬដែកប្រកុងត្រាំងត្រូវមានទំហំយ៉ាងតិចស្មើនឹង $1/16$ នៃគំនាតរបស់ដែកកង ប៉ុន្តែមិនត្រូវតូចជាងទំហំដែក #3 ។

4. គណនាដែកទប់កម្លាំងកាត់ A_v ដែលចាំបាច់ក្នុងមួយគំនាតឯកតានៅក្នុងមុខកាត់ទទឹង ។ V_u ជាកម្លាំងកាត់ខាងក្រៅមេគុណនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់, V_c ជារេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ធម្មតា (nominal shear resistance) របស់បេតុងនៅក្នុងទ្រនុង ហើយ V_s កម្លាំងកាត់ដែលត្រូវបានទប់ទល់ដោយដែកកង

$$\frac{A_v}{s} = \frac{V_s}{f_y d}$$

ដែល $V_s = V_n - V_c$ ហើយ

$$V_c = \left(0.6\lambda\sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_c \geq (1.7\lambda\sqrt{f'_c}) b_w d \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_c \leq (5\lambda\sqrt{f'_c}) b_w d \quad (\text{ខ្នាត US})$$

$$V_c = \left(\lambda\sqrt{f'_c} / 20 + 5 \frac{V_u d}{M_u} \right) \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$V_c \geq (0.17\lambda\sqrt{f'_c}) b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

$$V_c \leq (0.4\lambda\sqrt{f'_c})b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

និង $\frac{V_u d}{M_u} \leq 1.0$

$\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$\lambda = 0.85$ សម្រាប់ sand lightweight concrete

$\lambda = 0.75$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាលទាំងអស់

តម្លៃរបស់ V_n យ៉ាងហោចណាស់ត្រូវស្មើនឹង V_u / ϕ ។

5. គណនាមុខកាត់ដៃកកសម្រាប់ទប់នឹងការកាត់ និងការរមួល

$$A_{vt} = 2A_t + A_v$$

$$\geq \min \begin{cases} 50 \frac{b_w s}{f_{yv}} & \text{សំរាប់ US} & 0.35 \frac{b_w s}{f_{yv}} & \text{សំរាប់ SI} \\ \frac{A_{ps} f_{pu}}{80 f_y d} \sqrt{\frac{d}{b_w}} & & & \end{cases}$$

ដាក់ដៃកកចម្ងាយ $(b_t + d)$ ចេញពីចំណុចទ្រឹស្តីដែលត្រូវការ ក្នុងនោះ $b_t =$ ទទឹងរបស់មុខកាត់ដែលមានដៃកកទប់ទល់ការរមួល ។

៧.១៩. Design of Web Reinforcement for Combined Torsion and Shear in Prestressed Beams

ឧទាហរណ៍ ៥.៩៖ កម្រាលចំណតរថយន្តទំហំមធ្យមត្រូវបានសង់ឡើងដោយប្រព័ន្ធកម្រាលបេតុងប្រេកុងត្រាំងដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៥០ ។ កម្រាលមានទំហំ $36 \text{ ft} \times 54 \text{ ft} (11\text{m} \times 16.5\text{m})$ គិតពីអ័ក្ស ហើយផ្ទៃអក្សរ T ខ្ទប់ដែលចាក់ស្រាប់ប្រវែង $54 \text{ ft} (16.5\text{m})$ ត្រូវបានទ្រដោយផ្ទៃបេតុងប្រេកុងត្រាំងចាក់ស្រាប់ spandrel L-beam ដែលមានល្វែង $36 \text{ ft} (11\text{m})$ គិតពីអ័ក្ស (រូបទី ៥.៥០ (a) និង (b)) ។ Spandrel beam ត្រូវបានទប់ការរមួលដោយ connection របស់វាទៅនឹងសសរទម្រ ។ កម្រាលរងនូវ service superimposed dead load ដែលបណ្តាលពីផ្ទៃ T ខ្ទប់ $W_{SD} = 77 \text{ psf} (3,687 \text{ Pa})$ និង service live load $W_L = 60 \text{ psf} (2,873 \text{ Pa})$ ។ គេជ្រើសរើសយកកម្ពស់របស់ L-beam ស្មើនឹង $6'-30" (1.9\text{m})$ ដែលគេអាចប្រើវាជា parapet wall ពីខាងលើផ្ទៃអក្សរ T ខ្ទប់ ។

សិក្សាគណនាដៃកកទ្រនុងរបស់ spandrel beam ដើម្បីទប់នឹងបន្ទុកម្ខាំងរមួល និងកម្លាំងកាត់ដែលវារង ។ ខាងក្រោមជាទិន្នន័យដែលគេអោយ

លក្ខណៈរបស់ផ្ទៃម

$$A_c = 696 \text{ in.}^2 (4,491 \text{ cm}^2)$$

$$I_c = 364,520 \text{ in.}^4 (93.3 \times 10^6 \text{ cm}^4)$$

$$c_b = 33.2 \text{ in.} (84.3 \text{ cm})$$

$$c_t = 41.8 \text{ in.} (106 \text{ cm})$$

$$S^t = 8,720 \text{ in.}^3 (142,895 \text{ cm}^3)$$

$$S_b = 10,990 \text{ in.}^3 (180,094 \text{ cm}^3)$$

$$W_D = 725 \text{ plf} (10.6 \text{ kN} / \text{m})$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi} (418 \text{ MPa}) \text{ សម្រាប់ដែកកង}$$

លក្ខណៈរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង

$$A_{ps} = 270 \text{ K stress-relieved tendons អង្កត់ផ្ចិត } 1/2 \text{ in.} (12.7 \text{ mm}) \text{ ចំនួន } 6$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{ps} = 255,000 \text{ psi} (1,758 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 155,000 \text{ psi} (1,069 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 28 \times 10^6 \text{ psi} (193 \times 10^3 \text{ MPa})$$

$$d_p = 71.5 \text{ in.} (190 \text{ cm})$$

$$e = 71.5 - 41.8 = 29.7 \text{ in.} (75 \text{ cm}) \text{ straight tendon}$$

មិនគិតពីទម្ងន់កម្លាំងខ្យល់ និងរញ្ជួយដី ។

ដំណោះស្រាយ:

1. គណនា T_u , V_u , M_u , T_{SL} , V_{SL} ដែលមានអំពើលើ L-beam (ជំហានទី ១)

(a) Service load

$$W_D = 725 \text{ plf} (10.6 \text{ kN} / \text{m})$$

$$W_{SD} = \frac{77 \times 54}{2} \times 4 \text{ ft} = 8,316 \text{ lb} / \text{stem} (37.0 \text{ kN})$$

$$W_L = \frac{60 \times 54}{2} \times 4 \text{ ft} = 6,480 \text{ lb} / \text{stem} (28.0 \text{ kN})$$

$$P_{SL} \text{ សរុបនៅក្នុងមួយ stem} = 8,316 + 6,480 = 14,796 \text{ lb} (65.7 \text{ kN})$$

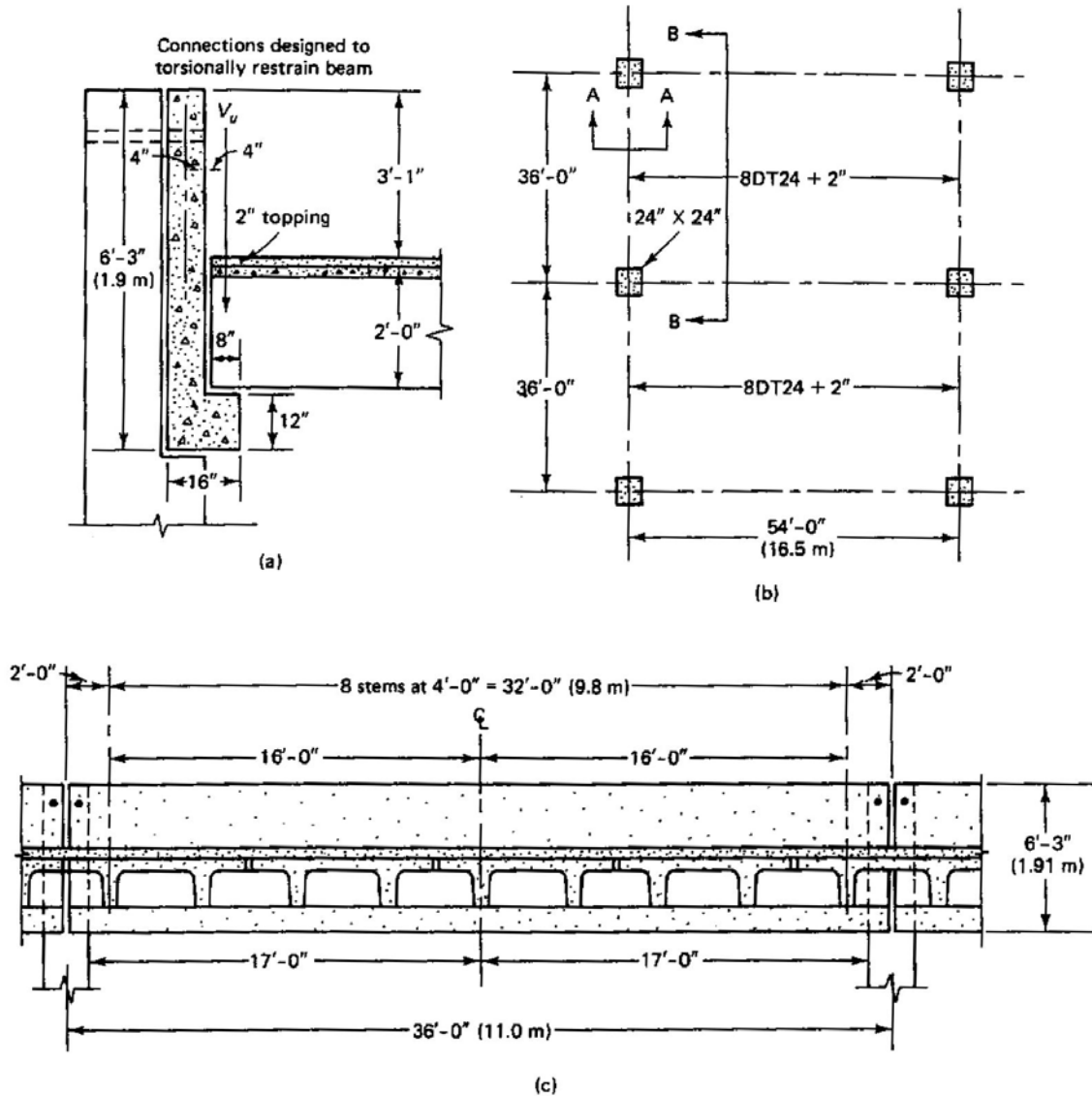


Figure 5.50 Geometrical details of structure in Example 5.9. (a) Section A-A. (b) Partial plan. (c) Section B-B.

(b) Factored load

$$W_{Du} = 1.2 \times 725 = 870 \text{ plf} (12.7 \text{ kN} / \text{m})$$

$$W_{SDu} = 1.2 \times 8,316 = 9,979 \text{ lb} / \text{stem} (44.4 \text{ kN} / \text{m})$$

$$W_{Lu} = 1.6 \times 6,480 = 10,368 \text{ lb} / \text{stem} (46.1 \text{ kN})$$

$$P_u \text{ សរុបនៅក្នុងមួយ stem} = 9,979 + 10,368 = 20,347 \text{ lb} (90.5 \text{ kN})$$

$$T_u \text{ នៅត្រង់ផ្ទៃរបស់ទម្រង់} = \frac{1}{2} P_u \times \text{arm} \times \text{no. of stem}$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{20,347}{2} \times \frac{8}{12} \times 9 = 61,041 \text{ ft} - \text{lb} (82.8 \text{ kN.m}) \\
 T_{SL} \text{ នៅត្រង់ផ្នែរបស់ទម្រ} &= \frac{14,796}{20,347} \times 61,041 = 44,388 \text{ ft} - \text{lb} (60.2 \text{ kN.m}) \\
 V_u \text{ នៅត្រង់ផ្នែរបស់ទម្រ} &= \frac{1}{2} (P_u \times \text{no. of stem} + \text{factored } W_D \times \text{span}) \\
 &= \frac{1}{2} (20,347 \times 9 + 870 \times 34) = 106,352 \text{ lb} (474 \text{ kN}) \\
 V_{SL} \text{ នៅត្រង់ផ្នែរបស់ទម្រ} &= \frac{1}{2} (14,716 \times 9 + 725 \times 34) = 78,907 \text{ lb} (351 \text{ kN}) \\
 M_u \text{ នៅត្រង់ផ្នែរបស់ទម្រ} &= 0
 \end{aligned}$$

ដូចគ្នា គណនាតម្លៃរបស់ T_u , V_u , M_u , តម្លៃ service load ដែលត្រូវគ្នានៅត្រង់ចំណុចប៉ះនៃ stem ទទឹងនីមួយៗតាមបណ្តោយល្វែងរបស់ផ្ទាំងអក្សរ L និងសង់ដ្យាក្រាមម្លូម៉ង់រមួល ដ្យាក្រាមកម្លាំងកាត់ និងដ្យាក្រាមម្លូម៉ង់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៥១ ។

$$\begin{aligned}
 A_{ps} &= 6 \times 0.153 = 0.918 \text{ in.}^2 \\
 P_e &= A_{ps} f_{pe} = 0.918 \times 155,000 = 142,290 \text{ lb} (633 \text{ kN})
 \end{aligned}$$

2. L-beam torsional geometrical details (ជំហានទី ១)

$$\begin{aligned}
 A_{cp} &= \text{ក្រឡាផ្ទៃដែលព័ទ្ធជុំវិញដោយបរិមាត្រខាងក្រៅរបស់មុខកាត់បេតុង} \\
 &= 8 \times 75 = 600 \text{ in.}^2 (3871 \text{ cm}^2) \\
 p_{cp} &= \text{បរិមាត្រខាងក្រៅរបស់មុខកាត់បេតុង} = 2(8 + 75) = 166 \text{ in.} (422 \text{ cm}) \\
 x_1 &= \text{ទំហំតូចជាងគេដែលគិតពីអ័ក្សដៃកកងទៅអ័ក្សដៃកកង} \\
 &= 8 - 2(1.5 + 0.25) = 4.5 \text{ in.} (11.4 \text{ cm}) \\
 y_1 &= 75 - 2(1.5 + 0.25) = 71.5 \text{ in.} (181.6 \text{ cm}) \\
 h &= \text{កម្ពស់សរុប} = 75 \text{ in.} (191 \text{ cm}) \\
 b_w &= \text{ទទឹងទ្រនុង} = 8 \text{ in.} (20.3 \text{ cm}) \\
 p_h &= \text{បរិមាត្ររបស់អ័ក្សដៃកកងខាងក្រៅគេ} = 2(x_1 + y_1) = 2(4.5 + 71.5) = 152 \text{ in.} \\
 d_p &= \text{កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព} = 7.5 - (1.5 + 0.5 + 0.5 + 1.0) = 71.5 \text{ in.} (182 \text{ cm}) \\
 A_{0h} &= \text{ផ្ទៃដែលព័ទ្ធជុំវិញដោយអ័ក្សរបស់ដៃកកងទប់ការរមួលខាងក្រៅគេ} \\
 &= x_1 y_1 = 4.5 \times 71.5 = 322 \text{ in.}^2 (2077 \text{ cm}^2) \\
 A_o &= \text{gross area ដែលព័ទ្ធជុំវិញដោយ shear flow path} \\
 &= 0.85 A_{0h} = 0.85 \times 322 = 274 \text{ in.}^2 (1766 \text{ cm}^2)
 \end{aligned}$$

$\theta =$ មុំរបស់អង្កត់ទ្រូងរងការសង្កត់របស់ struss analogy ដែលរងការរមួល $= 37.5^\circ$

សម្រាប់ផ្ទៃមប្រែក្នុងត្រាំង

$$\cot \theta = 1.3$$

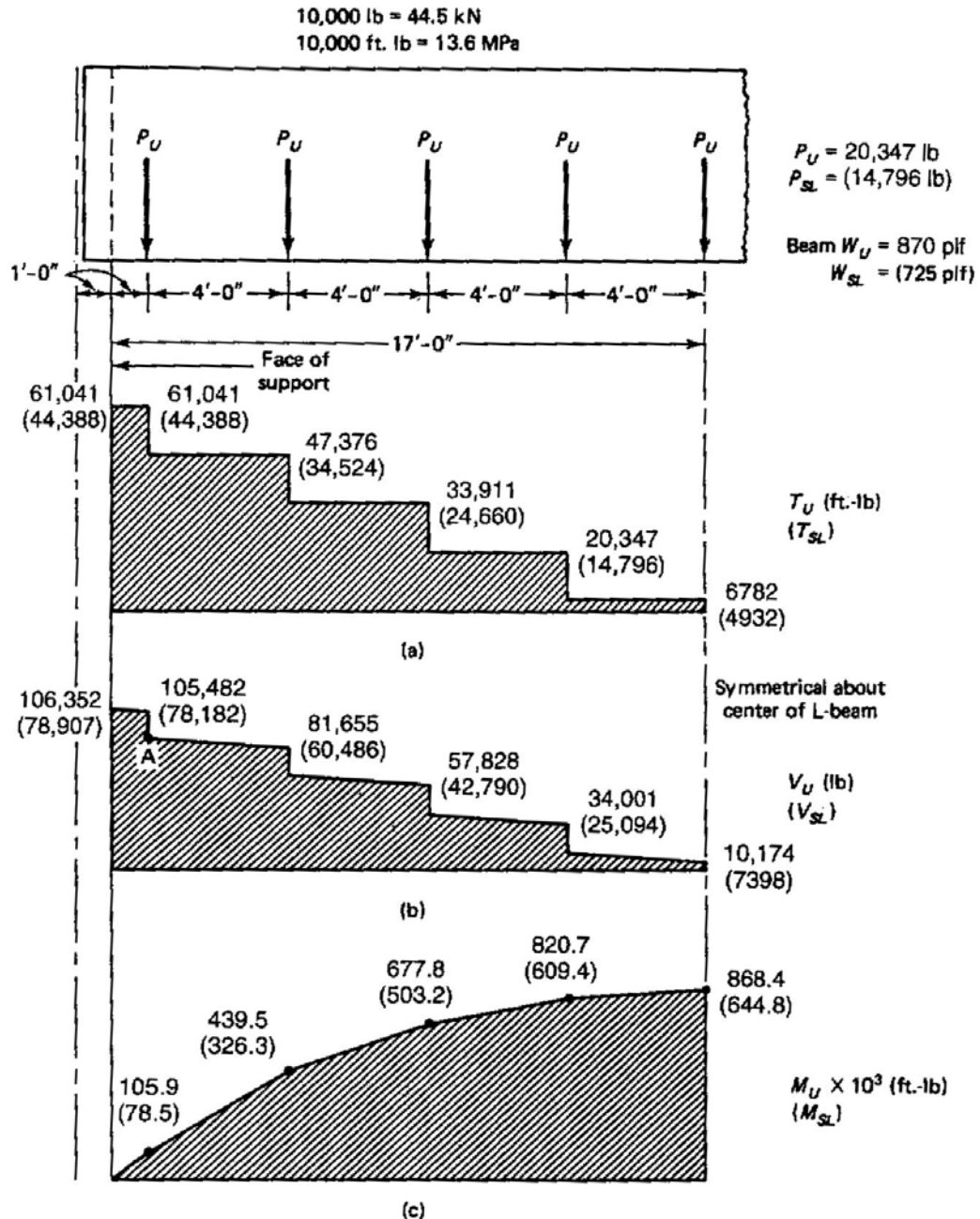


Figure 5.51 Force and moment diagrams for beams in Example 5.9. (a) Torsional moment. (b) Shear. (c) Flexural moment. Bracketed values are for service-load level.

3. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ប្រេះ (cracking moment capacity) (ជំហានទី ១)

$$f_d = \text{កុងត្រាំងបន្ទុកថេរគ្មានមេគុណ}$$

$$\text{ពីរូបទី ៥.៥១ ជាមួយនឹង } W_D = 725 \text{ lb} / \text{ft}$$

$$f_d = \frac{M_D}{S_b} = \frac{725(36)^2}{8} \times 12 \times \frac{1}{10,990} = 128 \text{ psi} (0.9 \text{ MPa})$$

នៅសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់

$$f_{ce} = -\left(\frac{P_e}{A_c} + \frac{P_e e}{S_b}\right) = -\left(\frac{142,290}{696} + \frac{142,290 \times 29.7}{10,990}\right)$$

$$= -(204.4 + 384.5) = 588.9 \text{ psi} \cong 589 \text{ psi} (C) (4.1 \text{ MPa})$$

នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់ $\bar{f}_c = -204.4 \text{ psi}$

$$M_{cr} = S_b (6\lambda \sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d)$$

$$= 10,990 (6 \times 1.0 \sqrt{5,000} + 589 - 128) = 9.73 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (1,100 \text{ kN.m})$$

$$1.2M_{cr} = 1.2 \times 9.73 \times 10^6 = 11.2 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{0.918 \times 255,000}{0.85 \times 5,000 \times 8} = 6.9 \text{ in.} (175 \text{ mm})$$

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2}\right) = 0.918 \times 255,000 \times \left(71.5 - \frac{6.9}{2}\right)$$

$$= 15,930,000 = 15.9 \times 10^6 \text{ in} - \text{lb} (1,800 \text{ kN.m})$$

$$> 1.2M_{cr} = 11.2 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ដូចនេះ ដៃកងការពត់អប្បបរមាគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់ទប់ទល់ការពត់ ។

4. ផ្ទៀងផ្ទាត់ថា តើគេត្រូវការដៃកងទប់ទល់ការរមួលឬអត់ (ជំហានទី ២)

ពីសមីការ 5.80, កម្លាំងរមួលអប្បបរមាសម្រាប់ការមិនគិតកម្លាំងរមួលក្នុងការសិក្សាគណនា

$$T_u \leq \phi \sqrt{f'_c} \left(\frac{A_{cp}^2}{P_{cp}}\right) \sqrt{1 + \frac{\bar{f}_c}{4\sqrt{f'_c}}}$$

$$= 0.75 \sqrt{5,000} \left(\frac{600^2}{166}\right) \sqrt{1 + \frac{204.4}{4\sqrt{5,000}}}$$

$$= 150,953 \text{ in.} - \text{lb} (17.0 \text{ kN.m})$$

ដោយពិចារណាមុខកាត់នៅត្រង់ $h/2$ ពីផ្នែកម្រនៅក្នុងរូបទី ៥.៥១ ឬនៅត្រង់ចម្ងាយ 3 ft ពីផ្នែករបស់

ទម្រ ។

$$T_u \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{1}{2} (61,041 + 47,476) \times 12$$

$$= 651,102in. - lb(73kN.m) > 150,953in. - lb$$

គេប្រើតម្លៃមធ្យមជាតម្លៃដែលមានសុវត្ថិភាពរបស់ម៉ូម៉ង់រងរងជំនួសអោយ $47,476in. - lb$ ។

ដូចនេះ គេត្រូវពិចារណាម៉ូម៉ង់រងរង ហើយគេត្រូវដាក់ដែកទប់ម៉ូម៉ង់រងរងសមស្រប ។ គ្រឿងបង្កប់របស់ ចំណតរថយន្តសុទ្ធតែចាក់ស្រាប់ ។ ដូចនេះ សន្មត់ប្រើកូដណូលីនីងរបស់កម្លាំងរងរង និងមិនមានការបែងចែក ម៉ូម៉ង់ឡើងវិញដោយប្រើកម្លាំងរងរងមេគុណអនុវត្តន៍សរុប $T_u = 651,102in. - lb$ (ដូចនេះ គេមិនអាចប្រើ សមីការ 5.79 ទេ) ។

5. ត្រួតពិនិត្យភាពគ្រប់គ្រាន់របស់មុខកាត់សម្រាប់ការរងរង

(a) កំណត់ V_c ជាតម្លៃតូចជាងគេដែលទទួលបានពី V_{ci} ពីសមីការ 5.11 និង V_{cw} ពីសមីការ 5.15 ។

ពីរូបទី ៥.៥១ សម្រាប់មុខកាត់នៅត្រង់ $h/2 = 3ft$ ពីផ្នែករបស់ទម្រ

$$V_u \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{1}{2}(105,482 + 81,655) = 93,569lb(417kN)$$

$$M_u \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{1}{2}(105,900 + 439,500)12 = 3,272,400in. - lb(370kN.m)$$

$$V_{ci} = \left[0.6\lambda\sqrt{f'_c}b_wd + V_d + V_i \frac{M_{cr}}{M_{max}} \right]$$

$$\geq 1.7\sqrt{f'_c}b_wd$$

$$\leq 5.0\sqrt{f'_c}b_wd$$

V_d = កម្លាំងកាត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរគ្មានមេគុណ

$$V_d \text{ នៅត្រង់ផ្នែករបស់ទម្រ} = \frac{1}{2}(8,316 \times 9 + 725 \times 34) = 49,749lb$$

$$V_d \text{ នៅត្រង់ចំណុច A នៅក្នុងរូបទី ៥.៥១} = 49,749 - 725 \times 1ft - 8,316 = 40,708lb$$

$$V_d \text{ នៅត្រង់ } 5ft \text{ ពីទម្រ} = 40,708 - 725 \times 5ft - 8,316 = 28,767lb$$

នៅត្រង់មុខកាត់ដែលត្រូវការដែលនៅចម្ងាយ $h/2$ ពីផ្នែករបស់ទម្រ

$$V_d = \frac{1}{2}(40,708 + 28,767) = 34,738lb(154.5kN)$$

V_i = កម្លាំងកាត់មេគុណនៅត្រង់មុខកាត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅដែលមានអំពើ

ដំណាលគ្នាជាមួយនឹង M_{max}

$$= \frac{20,347 \text{ per stem}}{20,347 + 1,015 \times 4 \text{ stem}} \times 93,569 = 79,902lb$$

$$M_{max} = \text{ម៉ូម៉ង់មេគុណអតិបរមានៅត្រង់មុខកាត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅ}$$

(បន្ទុកអថេរ និងបន្ទុកថេរដាក់បន្ថែម)

ម៉ូម៉ង់មេគុណ M_u នៅត្រង់ចំណុច A នៅក្នុងរូបទី ៥.៥១ ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកអថេរ និង SDL

$$= \frac{1}{2}(20,347 \times 9) = 91,562 \text{ ft} - lb$$

ម៉ូម៉ង់មេគុណ M_u នៅត្រង់ចម្ងាយ 5 ft ពីផ្ទៃ

$$= \frac{1}{2}(20,347 \times 9)5 - 20,347 \times 4 = 376,420 \text{ ft} - lb$$

ដូចនេះ $M_{\max}$ នៅត្រង់ $h/2 = 3 \text{ ft}$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រ

$$= \frac{1}{2}(91,562 + 376,420)12 = 2.81 \cdot 10^6 \text{ in.} - lb$$

$$M_{cr} = 9.73 \cdot 10^6 \text{ in.} - lb \text{ (ដែលបានពីខាងលើ)}$$

$$\text{ដូចនេះ } V_{ci} = \left[0.6 \times 1.0 \sqrt{5,000} \times 8 \times 71.5 + 34,738 + 79,902 \frac{9.73}{2.81} \right]$$

$$= 24,268 + 34,738 + 276,671 = 335,677 lb$$

$$v_{ci} = \frac{335,677}{8 \times 71.5} = 587 \text{ psi} (4.05 \text{ MPa})$$

$$1.7\lambda \sqrt{f'_c} = 1.7\sqrt{5,000} = 120 \text{ psi} < 587 \text{ psi}$$

$$5\lambda \sqrt{f'_c} = 5.0\sqrt{5,000} = 354 \text{ psi} < 587 \text{ psi}$$

យក $v_{ci} = 354 \text{ psi} (2.4 \text{ MPa})$

ពិសមីការ 5.15

$$V_{cw} = (3.5\sqrt{f'_c} + 0.3\bar{f}_c)b_w d + V_p$$

$V_p = 0$ ដោយសារ tendon ត្រង់ ដូចនេះ

$$V_{cw} = 3.5\sqrt{5,000} + 0.3\left(\frac{142,290}{696}\right) = 310 \text{ psi} < v_{ci} = 354 \text{ psi}$$

ប្រើ $v_c = 310 \text{ psi}$ នៅក្នុងដំណោះស្រាយនេះ

$$V_c = v_c b_w d = 310 \times 8 \times 71.5 = 176,750 lb (786 kN)$$

(b) វិធីផ្សេងទៀតសម្រាប់កំណត់ V_c

ប្រសិនបើ $f_{pe} > 0.4 f_{pu}$, ACI អនុញ្ញាតអោយប្រើនូវសមីការ 5.16 ដែលមានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពជាង

$$V_c = \left(0.6\lambda \sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d_p}{M_u} \right) b_w d_p$$

$$\geq 2\lambda \sqrt{f'_c} b_w d$$

$$\leq 5.0\lambda \sqrt{f'_c} b_w d$$

$$\frac{V_u d_p}{M_u} = \frac{93,569 \times 71.5}{3,272,400} = 2.04 > 1.0$$

$$\text{ប្រើ } \frac{V_u d_p}{M_u} = 1.0$$

$$v_c = \frac{V_c}{b_w d} = (0.6 \times 1.0 \sqrt{5,000} + 700 \times 1.0) = 742 \text{ psi} (5.1 \text{ MPa})$$

$$> 5\sqrt{f'_c} = 354 \text{ psi}$$

$$v_c = 354 \text{ psi} (2.4 \text{ MPa})$$

(c) ត្រួតពិនិត្យភាពគ្រប់គ្រាន់

យើងប្រើ $v_c = 310 \text{ psi} (2.1 \text{ MPa})$ នៅក្នុងដំណោះស្រាយ (a) សម្រាប់ការត្រួតពិនិត្យ ។ ពីសមីការ

5.81 សម្រាប់មុខកាត់តាន់

$$\sqrt{\left(\frac{V_u}{b_w d}\right)^2 + \left(\frac{T_u p_h}{1.7 A_{0h}^2}\right)^2} = \sqrt{\left(\frac{93,569}{8 \times 71.5}\right)^2 + \left(\frac{651,102 \times 152}{1.77 \times (322)^2}\right)^2}$$

$$\sqrt{26,759 + 290,814} = 564 \text{ psi} (3.9 \text{ MPa})$$

$$\phi \left(\frac{V_c}{b_w d} + 8\sqrt{f'_c} \right) = 0.75(310 + 8\sqrt{5,000})$$

$$= 656 \text{ psi} (4.5 \text{ MPa}) \text{ ដែលអាចមាន}$$

$$> 564 \text{ psi} (3.8 \text{ MPa})$$

ដូចនេះមុខកាត់មានលក្ខណៈគ្រប់គ្រាន់ ។

6. ដែកទប់ការរងមូល (torsional reinforcement) (ជំហានទី ៣)

$$T_n = T_u / \phi = 651,102 / 0.75 = 868,137 \text{ in.} - \text{lb} (96 \text{ kN.m})$$

ពីសមីការ 5.38b

$$\frac{A_t}{s} = \frac{T_n}{2A_0 f_{yv} \cot \theta} = \frac{868,137}{2 \times 274 \times 60,000 \times 1.3}$$

$$= 0.0203 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{one leg} \quad (0.046 \text{ cm}^2 / \text{cm} / \text{one leg})$$

ដោយប្រើ PCI method ដែលនៅក្នុងវិធីនេះគេត្រូវការគណនា $\cot \theta$

$$\cot \theta = \frac{T_u / \phi}{1.7 A_{0h} (A_t / s) f_{yv}} = \frac{868,137}{1.7(322)(0.0203) \times 60,000} = 1.3$$

ដោយសន្មត់តម្លៃរបស់ s រក (A_t / s) សម្រាប់ទំហំដែកកងដែលជ្រើសរើស និងបញ្ចូលតម្លៃរបស់

(A_t / s) ទៅក្នុងសមីការ ។

7. ដែកទប់កម្លាំងកាត់ (shear reinforcement) (ជំហានទី ៤)

$$V_c = 310 \times 8 \times 71.5 = 177,320 \text{ lb} (788 \text{ kN})$$

$$V_n = \frac{V_u}{\phi} = \frac{93,569}{0.75} = 124,757 \text{ lb} (550 \text{ kN})$$

$$V_s = (V_n - V_c) \quad \text{ប៉ុន្តែ } V_n < V_c$$

ប្រើដែកទប់កម្លាំងកាត់អប្បបរមា

$$\begin{aligned} \frac{A_v}{s} &= \frac{50b_w}{f_y} = \frac{50 \times 8}{60,000} \\ &= 0.0067 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{two legs} (0.017 \text{ cm}^2 / \text{cm} / \text{two legs}) \\ \frac{A_{vi}}{s} &= 2 \left(\frac{A_T}{s} \right) + \frac{A_v}{s} = 2 \times 0.0203 + 0.0067 \\ &= 0.0473 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{two legs} (0.110 \text{ cm}^2 / \text{cm} / \text{two legs}) \end{aligned}$$

ដោសសន្តត់ប្រើដែកកង #4 អង្កត់ផ្ចិត 12.7mm , $A_v = 2 \times 0.20 = 0.40 \text{ in.}^2$

$$s = \frac{\text{cross - sectional tie are}}{A_{vt} / s} = \frac{0.40}{0.0473} = 8.5 \text{ in.}$$

គំលាតអនុញ្ញាតអតិបរមា $s_{\max} = p_h / 8$ ឬ 12in.

$$= 152 / 8 = 19 \text{ in.} \text{ ឬ } 12 \text{ in.}$$

$$\frac{A_v}{s} \text{ អប្បបរមា} = \min \left\{ \begin{array}{l} 50 \frac{b_w}{f_y} \\ \frac{A_{ps} f_{pu}}{80 f_y d} \sqrt{\frac{d}{b_w}} \end{array} \right.$$

$$0.75 \sqrt{f'_c} = 0.75 \sqrt{5,000} = 53$$

$$\begin{aligned} \frac{A_v}{s} &= \frac{53b_w}{f_y} = \frac{53 \times 8}{60,000} \\ &= 0.0071 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{two legs} (0.017 \text{ cm}^2 / \text{cm} / \text{two legs}) \\ \frac{A_v}{s} &= \frac{A_{ps} f_{pu}}{80 f_y d} \sqrt{\frac{d}{b_w}} = \frac{0.918 \times 270,000}{80 \times 60,000 \times 71.5} \sqrt{\frac{71.5}{8}} \\ &= 0.0022 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{two legs} (0.006 \text{ cm}^2 / \text{cm} / \text{two legs}) \end{aligned}$$

$$\frac{A_v}{s} \text{ ដែលអាចមាន} = 0.0473 > 0.0022 \quad \text{O.K.}$$

អង្កត់ផ្ចិតដែកអប្បបរមា $= s / 16$ ឬ ដែក #3

$$= 8.5 / 16 = 0.53 > 0.5 \text{ in.} \text{ សម្រាប់ដែក #4}$$

ដូចនេះប្រើដែកកង #5 , $A_v = 0.31 \times 2 = 0.62 \text{ in.}^2$

$$s = \frac{0.62}{0.0473} = 13.1 \text{ in.} > 12 \text{ in.}$$

ម្យ៉ាងវិញទៀតគេក៏អាចប្រើដែកកង #4 បានដែរ តែគេត្រូវកាត់បន្ថយគំលាតដែកកងពី 8.5in មកត្រឹម

$8.5(0.5/0.53) \cong 8.0in.$ ។ ការប្រើដែកកង #4 គំណាត់ $8in.$ គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្សជំនួសអោយ #5 គំណាត់ $8.5in.$ មានភាពងាយស្រួល និងមានការនិយមច្រើនជាង ដោយសារដែក #4 ងាយពន្លាជាងដែក #5 ។

8. ដែកបណ្តោយ (longitudinal reinforcement) (ជំហានទី ៥-៦)

ពីសមីការ 5.85

$$A_l = \frac{A_t}{s} p_h \left(\frac{f_{yv}}{f_{yl}} \right) \cot^2 \theta$$

$$= 0.0203 \times 152 \left(\frac{60,000}{60,000} \right) (1.3)^2 = 5.21in.^2 (33.6cm^2)$$

ពីសមីការ 5.86

$$A_{l,min} = \frac{5\sqrt{f'_c} A_{cp}}{f_{yl}} - \left(\frac{A_t}{s} \right) p_h \frac{f_{yv}}{f_{yl}}$$

$$= \frac{5\sqrt{5,000} \times 600}{60,000} - 0.0203 \times 152 \times \frac{60,000}{60,000}$$

$$= 0.50in.^2 (3.22cm^2) < A_l = 5.21in.^2$$

ដោយប្រើដែកបណ្តោយ #4 = $0.2in.^2$

$$\text{ចំនួនដែក} = \frac{5.21}{0.20} = 26.05 \text{ ដើម}$$

ដាក់ដែក #4 ចំនួន 12 ដើមនៅផ្ទៃខាងនីមួយៗជាមួយនឹងគំណាត់ស្មើគ្នា (ដែកអង្កត់ផ្ចិត $12.7mm$ ចំនួន 12 សម្រាប់ផ្ទៃនីមួយៗ) និងបន្ថែមដែក 4 ដើមទៀតដើម្បីពង្រឹង ដូចនេះដែកបណ្តោយសរុបមាន 28 ដើម ។ ចំណាំថាគំណាត់អនុញ្ញាតអតិបរមា $12in.$ ។ នៅក្នុងករណីនេះ $s \cong 6.5in.$ គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស, O.K. ។ ការលំអិតសរសៃដែក និងរាងធរណីមាត្ររបស់មុខកាត់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៥.៥២ ។

ដើម្បីអោយការលំអិតសរសៃដែកមានលក្ខណៈពេញលេញ គេត្រូវការសិក្សាគណនាពីដែកសម្រាប់ផ្នែកដែលឈរចេញ (ledge reinforcement) និង hanger reinforcement ក៏ដូចជាការលំអិតពី anchorage នៃដែកបណ្តោយនៅត្រង់ទម្រង់ ។ ជំពូកទី១០ ដែលពណ៌នាពីការសិក្សាគណនាតំណ នឹងផ្តល់នូវការលំអិតនេះ ។

ចំណេទ

5.1 Post-tensioned bonded prestressed beam មានមុខកាត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត P.5.1 ។ វាមានល្វែង $75\text{ ft}(22.9\text{ m})$ ហើយរាងបន្ទុកថេរ $W_{SD} = 450\text{ plf}(6.6\text{ kN/m})$ និងបន្ទុកអថេរ $W_L = 2,300\text{ plf}(33.6\text{ kN/m})$ ។ សិក្សាដៃកម្រិតដែលចាំបាច់ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះដោយសារកម្លាំងកាត់ (a) ដោយវិធីសិក្សាគណនាលំអិត និង (b) ដោយ alternative method នៅត្រង់មុខកាត់ $15\text{ ft}(4.6\text{ m})$ ពីផ្នែកបស់ទម្រង់។ គន្លងរបស់កាបប្រេកុងត្រាំងមានរាងជាប៉ារ៉ាបូល។ ប្រើដែកកង #3 នៅក្នុងការសិក្សាគណនានេះ ហើយលំអិតមុខកាត់។ គេអោយទិន្នន័យដូចខាងក្រោម៖

$$A_c = 876\text{ in.}^2 (5,652\text{ cm}^2)$$

$$I_c = 433,350\text{ in.}^4 (18.03 \times 10^6\text{ cm}^4)$$

$$r^2 = 495\text{ in.}^2 (3,194\text{ cm}^2)$$

$$c_t = 25\text{ in.}(63.5\text{ cm})$$

$$S^t = 17,300\text{ in.}^3 (2.83 \times 10^5\text{ cm}^3)$$

$$c_b = 38\text{ in.}(96.5\text{ cm})$$

$$W_d = 910\text{ plf}(13.3\text{ kN/m})$$

$$e_c = 32\text{ in.}(81.3\text{ cm})$$

$$e_e = 2\text{ in.}(5\text{ cm})$$

$$f'_c = 5,000\text{ psi}(44.5\text{ MPa})$$

$$f'_{ci} = 3,500\text{ psi}(24.1\text{ MPa})$$

$$f_y \text{ សម្រាប់ដែកកង} = 60,000\text{ psi}(41.8\text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000\text{ psi}(1,862\text{ MPa}) \text{ low-relaxation strands}$$

$$f_{ps} = 243,000\text{ psi}(1,675\text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 157,500\text{ psi}(1,086\text{ MPa})$$

$$A_{ps} = \text{seven-wire tendons អង្កត់ផ្ចិត } 0.5\text{ in.}(12.7\text{ mm}) \text{ ចំនួន 24 សរសៃ}$$

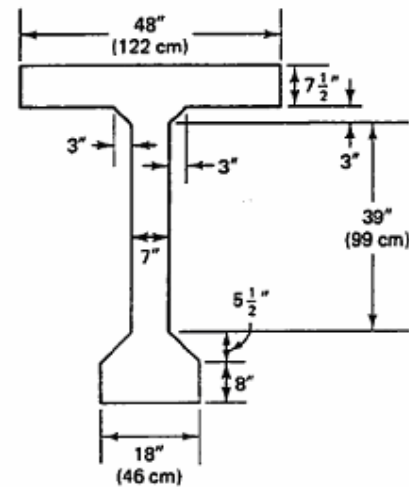


Figure P5.1.

5.2 រកស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ V_c , V_{ci} , និង V_{cw} សម្រាប់ផ្ទាំងនៅក្នុងចំណេទ 5.1 នៅត្រង់ $1/10$ នៃកណ្តាលល្វែងតាមបណ្តោយល្វែងទាំងមូល និងគួរបម្រែបម្រួលនៃតម្លៃរបស់វាតាមបណ្តោយល្វែងក្នុងទម្រង់ស្រដៀងគ្នានឹងការបង្ហាញក្នុងរូបថត ៥.១៣ ។

5.3 សន្មតថាកម្រាលផ្ទៃខាងលើកម្រាស់ $4\text{ in.}(10\text{ cm})$ ទទឹង $b = 8\text{ ft } 6\text{ in.}(2.6\text{ m})$ ត្រូវបានចាក់នៅនឹងកន្លែងពីលើមុខកាត់នៃចំណេទ 5.1 ។ ប្រសិនបើផ្ទៃខាងលើរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រេចមិនត្រឹម ចូរសិក្សាគណនាដែកកងចាំ

ចាំបាច់ដើម្បីធានានូវសកម្មភាពសមាសពេញលេញ។ ប្រើមេគុណកិត្យបស់ ACI សម្រាប់កំណត់ក្រឡាផ្ទៃ និង គំណាតរបស់ដែកកកិត-កម្លាំងកាត់ និងប្រើ $f'_c = 3,000 \text{ psi} (20.7 \text{ MPa})$ សម្រាប់កម្រាលផ្ទៃខាងលើ។ ចូរ ប្រៀបធៀបលទ្ធផលនេះជាមួយនឹងលទ្ធផលដែលទទួលបានដោយប្រើមេគុណកិត្យបស់ PCI ។

5.4 ផ្ទឹមទម្រង់សាមញ្ញស្តង់ដារ PCI អក្សរ T ខុបត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី P.5.4 ។ វាមានប្រវែងល្វែង 40 ft (12.2m) ហើយរងបន្ទុកថេរ $W_{SD} = 25 \text{ psf} (1,197 \text{ Pa})$ បូកនឹងទម្ងន់ផ្ទាល់ $W_D = 31 \text{ psf} (1,484 \text{ Pa})$ និងបន្ទុក អថេរ $W_L = 45 \text{ psf} (2,155 \text{ Pa})$ ។ សិក្សាគណនាដែកកម្លាំងកាត់ទ្រនុង (web-shear reinforcement) នៅត្រង់ $d_p/2$ ពីទម្រង់ និងត្រង់មួយភាគបួននៃល្វែងដោយ (a) វិធីលំអិត និង (b) alternative method ហើយបន្ទាប់មក ប្រៀបធៀបការសិក្សាគណនាទាំងពីរ។ Tendon ត្រូវបាន harped នៅកណ្តាលល្វែង។ គេអោយទិន្នន័យដូចខាង ក្រោម៖

$$f'_c \text{ (ចាក់ស្រោច)} = 5,000 \text{ psi} \text{ បេតុងទម្ងន់ស្រាល}$$

$$f'_{ci} = 3,500 \text{ psi}$$

$$f'_c \text{ (កម្រាលផ្ទៃខាងលើ)} = 3,000 \text{ psi} \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi low-relaxation strand}$$

$$f_{ps} = 189,000 \text{ psi} (1,303 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 156,000 \text{ psi} (1,076 \text{ MPa})$$

$$f_y \text{ សម្រាប់ដែកកង} = 60,000 \text{ psi} (41.8 \text{ MPa})$$

$$A_{ps} = \text{seven-wire strands អង្កត់ផ្ចិត } 0.5 \text{ in.} (12.7 \text{ mm}) \text{ ចំនួន 6}$$

$$e_c = 8.01 \text{ in.} (20.3 \text{ cm})$$

$$e_e = 4.51 \text{ in.} (11.5 \text{ cm})$$

ប្រើ $d_p = 10 \text{ in.}$ សម្រាប់ការដោះស្រាយនេះ។ តម្លៃរបស់លក្ខណៈមុខកាត់មានដូចខាងក្រោម៖

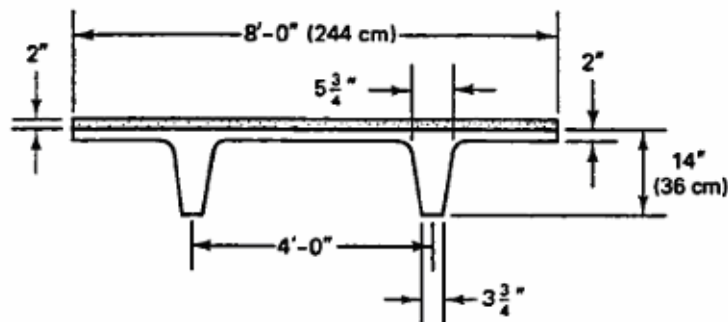


Figure P5.4.

លក្ខណៈមុខកាត់	ដែលមិនមានកម្រាលផ្ទៃខាងលើ	ដែលមានកម្រាលផ្ទៃខាងលើ
A_c	$306in.^2$	
I_c	$4,508in.^4$	$7,173in.^4$
c_b	$10.51in.$	$12.40in.$
c_t	$3.49in.$	$3.60in.$
S_b	$429in.^3$	$578in.^3$
S^t	$1,292in.^3$	$1,992in.^3$
W_D	$31psf$	$56psf$

5.5 សិក្សាគណនា bracket ដើម្បីទ្រទ្រង់មេគុណចំណុច $V_u = 125,000lb(556kN)$ ដែលមានអំពើនៅ ចម្ងាយ $a = 4in.(101.6mm)$ ពីផ្ទៃសសរ។ កម្លាំងមេគុណតាមទិសដេក $N_{uc} = 40,000lb(177.9kN)$ ។ គេ អោយទិន្នន័យដូចខាងក្រោម៖

$$b = 14in.(355.6mm)$$

$$f'_c = 5,000psi(34.47MPa) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_y = 60,000psi(413.7MPa)$$

សន្មតថា bracket ត្រូវបានចាក់ក្រោយពេលសសរត្រូវបានថែទាំរួច ហើយសន្មតថាផ្ទៃសសរនៅត្រង់ទីតាំង bracket មិនត្រឹម មុនពេលចាក់ bracket ។ លំអិតការពង្រាយសរសៃដែកសម្រាប់ bracket ។

5.6 ដោះស្រាយចំណោទ 5.5 ប្រសិនបើប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កើតត្រូវបានធ្វើពី monolithic sand-lightweight ដែល នៅក្នុងនោះ corbel ឬ bracket ត្រូវបានចាក់ក្នុងពេលជាមួយគ្នានឹងសសរ។

5.7 សិក្សាគណនាដែកតាមទិសទទឹង និងដែកតាមទិសបណ្តោយនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៥.៥ សម្រាប់បន្ទុករមូល និងកម្លាំងកាត់ដោយសន្មតថាបេតុងរបស់ផ្ទៃអក្សរ L ជា sand-lightweight concret ។

5.8 សិក្សាគណនាដែកទ្រទ្រង់សម្រាប់ផ្ទៃនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៥.៥ សម្រាប់បន្ទុកកម្លាំងកាត់ និងការរមូល ដោយ សន្មតថាកម្រាលខាងក្នុងមានឆ្នាត $30ft \times 56ft(9.1m \times 17.1m)$ ។ កម្រាលរងបន្ទុកថេរដែលបណ្តាលពីផ្ទៃ T ខ្ទប់ $W_{SD} = 77psf(3,687MPa)$ និងបន្ទុកអថេរ $60psf(2,873MPa)$ ។

VI. គ្រឿងបង្កើនប្រកបប្រកុងត្រាំងមិនកំណត់

Indeterminate Prestressed Concrete Structures

៦.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

ក៏ដូចនៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនប្រកបប្រកុងអារម្មណ៍ និងគ្រឿងបង្កើនដែលធ្វើពីសម្ភារៈដទៃទៀតដែរ គ្រឿងបង្កើនប្រកបប្រកុងត្រាំងអាចទទួលបានភាពជាប់ (continuity) នៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្នុង និងនៅត្រង់ជ្រុងកែងរបស់គ្រាង (portal frame) ។ ការកាត់បន្ថយម៉ូម៉ង់ និងក្នុងត្រាំងនៅកណ្តាលល្វែងតាមរយៈការសិក្សាគណនាគ្រឿងបង្កើនជាប់ផ្តល់អោយនូវអង្កត់របស់គ្រឿងបង្កើនដែលមានកម្ពស់តូចជាងមានភាពរឹងជាងអង្កត់ទម្រង់សាមញ្ញដែលមានល្វែងស្មើគ្នារវាងបន្ទុកប្រហាក់ប្រហែលគ្នា និងមានភាពជាប់តូចជាង ។

ដូចនេះ គ្រឿងបង្កើនដែលស្រាលជាងជាមួយនឹងគ្រឹះដែលស្រាលជាងកាត់បន្ថយនូវតម្លៃរបស់សម្ភារៈ និងតម្លៃរបស់សំណង់ ។ លើសពីនេះ ស្ថិរភាពរបស់គ្រឿងបង្កើន និងការទប់ទល់នឹងបន្ទុកតាមបណ្តោយ និងបន្ទុកតាមទទឹងតែងតែមានលក្ខណៈប្រសើរជាង ។ ជាលទ្ធផល ផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់ (span-to-depth ratio) ក៏មានលក្ខណៈកាន់តែប្រសើរឡើង អាស្រ័យទៅនឹងប្រភេទនៃគ្រឿងបង្កើនជាប់ដែលគេពិចារណា ។ សម្រាប់ flat plate ជាប់ ផលធៀប 40 ទៅ 50 មានលក្ខណៈសមរម្យ តែសម្រាប់ box girder គេអាចយកផលធៀបនេះស្មើនឹង 25 ទៅ 30 ។

អត្ថប្រយោជន៍បន្ថែមរបស់ភាពជាប់គឺលុបបំបាត់នូវ anchorage នៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្នុងតាមរយៈការធ្វើ post-tensioning ជាប់លើល្វែងជាច្រើន ដូចនេះវាបានកាត់បន្ថយបន្ថែមទៀតនូវតម្លៃរបស់សម្ភារៈ និងតម្លៃកម្លាំងពលកម្ម ។

បេតុងប្រកបប្រកុងត្រាំងជាប់ត្រូវបានប្រើយ៉ាងទូលំទូលាយនៅក្នុងសហរដ្ឋអាមេរិកក្នុងការសាងសង់ flat plates សម្រាប់ធ្វើជាកម្រាលខណ្ឌ និងជាដំបូលដែលមានភាពជាប់នៅក្នុងទិសមួយ ឬទិសទាំងពីរ និងរាងកម្លាំងប្រកបប្រកុងត្រាំងតាមទិសមួយ ឬទិសទាំងពីរ ។ ដូចគ្នា ភាពជាប់ត្រូវបានគេប្រើយ៉ាងទូលំទូលាយនៅក្នុងស្ថានបេតុងប្រកបប្រកុងត្រាំងល្វែងវែង ជាពិសេស situ-cast post-tensioned spans ។ ស្ពាន cantilevered box girder ដែលត្រូវបានប្រើយ៉ាងទូលំទូលាយនៅអឺរ៉ុបជា segmental bridge ក៏ត្រូវបានប្រើប្រាស់ជាច្រើននៅក្នុងសហរដ្ឋអាមេរិកសម្រាប់ល្វែងវែងៗ ហើយលើសពីនេះ ការសាងសង់ cable-stayed bridges ដែលមាន prestressed deck ក៏មានការកើនឡើងផងដែរ ។

ភាពជោគជ័យរបស់សំណង់បេតុងប្រកបប្រកុងត្រាំងគឺបណ្តាលមកពីលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចនៃការប្រើប្រាស់គ្រឿងបង្កើនត្រាំងដែលមានការត្រួតពិនិត្យគុណភាពខ្ពស់នៅពេលផលិត ។ ទម្រង់ដែលគេចង់បានគឺទទួលបានពីការធ្វើ

អោយអង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំងជាប់តាមរយៈការចាក់បេតុងអារម៉េនៅនឹងកន្លែង (situ-cast reinforced concrete) នៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្នុង ។ Situ-cast concrete ទប់ទល់នឹងបន្ទុកថេរដែលដាក់បន្ថែមពីខាងលើ (super-imposed dead load) និងបន្ទុកអថេរដែលមានអំពើលើល្វែងក្រោយពេលបេតុងកកើន ។ ចំណាំថា គេក៏អាចជៀសវាងការធ្វើពុម្ព ការទល់ពុម្ព និងការដោះពុម្ពនៅក្នុងសំណង់ប្រភេទនេះ ដែលធ្វើអោយមានការកាត់បន្ថយតម្លៃកាត់តែច្រើនបើប្រៀបធៀបនឹងតម្លៃនៃការសាងសង់បេតុងប្រកុងត្រាំង ។

៦.២. គុណវិបត្តិនៃភាពជាប់នៅក្នុងការធ្វើប្រកុងត្រាំង

Disadvantages of Continuity in Prestressing

អង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំងជាប់មានគុណវិបត្តិជាច្រើនដូចរៀបរាប់ខាងក្រោម៖

1. កំហាតបង់កកិត (frictional losses) មានលក្ខណៈខ្ពស់ជាង បណ្តាលមកពីដែកប្រកុងត្រាំងដែលមានលក្ខណៈកោងជាង និងរឹងជាងមានចំនួនច្រើនជាង ។
2. ម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងកាត់ដែលកើតមាននៅក្នុងពេលជាមួយគ្នានៅត្រង់មុខកាត់ទម្រង់កាត់បន្ថយនូវរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ (moment strength) នៃមុខកាត់នោះ ។
3. កម្លាំងទទឹងអ័ក្ស (lateral force) និងម៉ូម៉ង់នឹងមានតម្លៃធំនៅត្រង់សសរ ប្រសិនបើវាត្រូវបានភ្ជាប់ដោយតំណរឹងទៅនឹងផ្ទៃ ។ កម្លាំងទាំងនេះនឹងបង្កឡើងដោយ elastic shortening របស់ផ្ទៃល្វែងរឹង (long-span beam) ក្រោមអំពើរបស់ប្រកុងត្រាំង ។
4. ឥទ្ធិពលរបស់កុងត្រាំងបន្ទាប់ (secondary stress) មានតម្លៃខ្ពស់ជាងដែលបណ្តាលពីការរួមមាឌ, creep ដែលបណ្តាលពីបម្រែបម្រួលសីតុណ្ហភាព និងការស្រូបទឹករបស់ទម្រ ។
5. ម៉ូម៉ង់បន្ទាប់ (secondary moment) ដែលកើតពីប្រតិកម្មនៅត្រង់សសរដែលបានពីកម្លាំងប្រកុងត្រាំង ។
6. អាចកើតមានម៉ូម៉ង់បញ្ជាសង្កេតគ្រោះថ្នាក់ដែលបណ្តាលពីការដាក់បន្ទុកឆ្លាស់គ្នានៅលើល្វែង ។
7. តម្លៃរបស់ម៉ូម៉ង់នៅត្រង់ទម្រខាងក្នុងត្រូវការដកបន្ថែមនៅត្រង់ទម្រនោះ ។

៦.៣. រាងរបស់ដែកប្រកុងត្រាំងនៅក្នុងផ្ទៃជាប់

Tendon Layout for Continuous Beam

ប្រព័ន្ធសំណង់ដែលប្រើប្រវែងរបស់ល្វែងនៅក្បែរ និងការវិនិច្ឆ័យដោយលក្ខណៈវិស្វកម្ម និងភាពវិយឆ្លាតរបស់វិស្វករសិក្សាគណនាបានកំណត់នូវប្រភេទនៃរាងរបស់ដែកប្រកុងត្រាំង និងវិធីក្នុងការរៀបចំគ្រឿងបង្កើនដើម្បីទទួលបាននូវភាពជាប់ ។ ជាមូលដ្ឋាន ភាពជាប់នៅក្នុងផ្ទៃត្រូវបានបែងចែកជាពីរប្រភេទ៖

1. ភាពជាប់ដែលបានពីការចាក់ក្នុងពេលតែមួយ (monolithic continuity) ជាប្រភេទដែលជាទូទៅដែកប្រកុងត្រាំងជាប់នៅគ្រប់ ឬស្ទើរគ្រប់ល្វែងទាំងអស់ ហើយគេអនុវត្តប្រកុងត្រាំងទៅលើដែកប្រកុងត្រាំងទាំងអស់នៅការដ្ឋាន ។ ការអនុវត្តប្រកុងត្រាំងបែបនេះជា post-tensioning ។
2. ភាពជាប់ដែលបានពីការចាក់ដាច់ដោយឡែកពីគ្នា (nonmonolithic continuity) ជាភាពជាប់ដែលបានពីការចាក់បេតុងអារម៉េនៅការដ្ឋាននៅត្រង់មុខកាត់ទម្ររបស់អង្គត់ចាក់ស្រាប់ដែលត្រូវបានគេប្រើជាឆ្នឹមសាមញ្ញ ។ បេតុងអារម៉េនេះជាអ្នកកំណត់ភាពជាប់ដែលគេចង់បានដើម្បីទប់ទល់នឹងបន្ទុកថេរ ដែលដាក់ពីលើបន្ថែម និងបន្ទុកអថេរក្រោយពេលបេតុងកករឹង ។

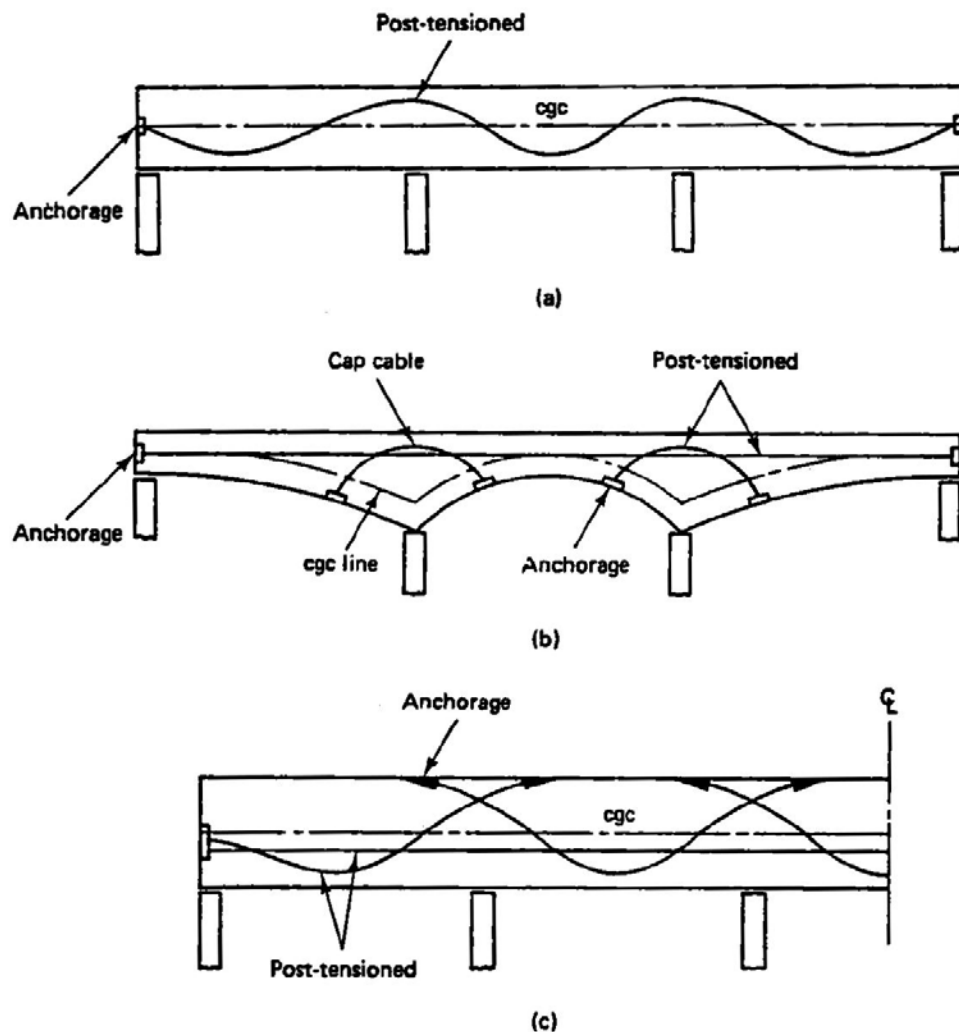


Figure 6.1 Tendon geometry in beams with monolithic continuity. (a) Beam with constant depth. (b) Nonprismatic beam with overlapping tendons. (c) Prismatic beam with overlapping tendons.

រូបទី ៦.១ បង្ហាញពីប្រព័ន្ធផ្សេងៗ និងបន្ទុកនៃប្រព័ន្ធទាំងនោះដើម្បីទទួលបាន monolithic continuity ។ រូបទី ៦.២ បង្ហាញពីភាពជាប់ដែលទទួលបាននៅក្នុង nonmonolithic construction ។ រូបទី ៦.១ (a) បង្ហាញពីប្រព័ន្ធភាពជាប់សាមញ្ញ ដែលនៅក្នុងនោះគ្រប់ល្វែងទាំងអស់របស់ឆ្នើមត្រូវបានចាក់នៅការដ្ឋាន ហើយទទួល post-tensioning ក្រោយបេតុងកកើន ។ ប៉ុន្តែ វាកើតមានបញ្ហាក្នុងការកំណត់កំហាតបង់ដោយសារការកកិតដែលមានលក្ខណៈសុក្រិតដោយសារចំនួនកោងរបស់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំងច្រើន ។ ប្រព័ន្ធដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២ (b) ដែលប្រើឆ្នើមកម្ពស់ប្រែប្រួល (variable-depth beams) ដែលគេអោយឈ្មោះថា nonprismatic section អាចធ្វើអោយតម្លៃរបស់សំណង់កើនឡើងដោយសារពុម្ព ។

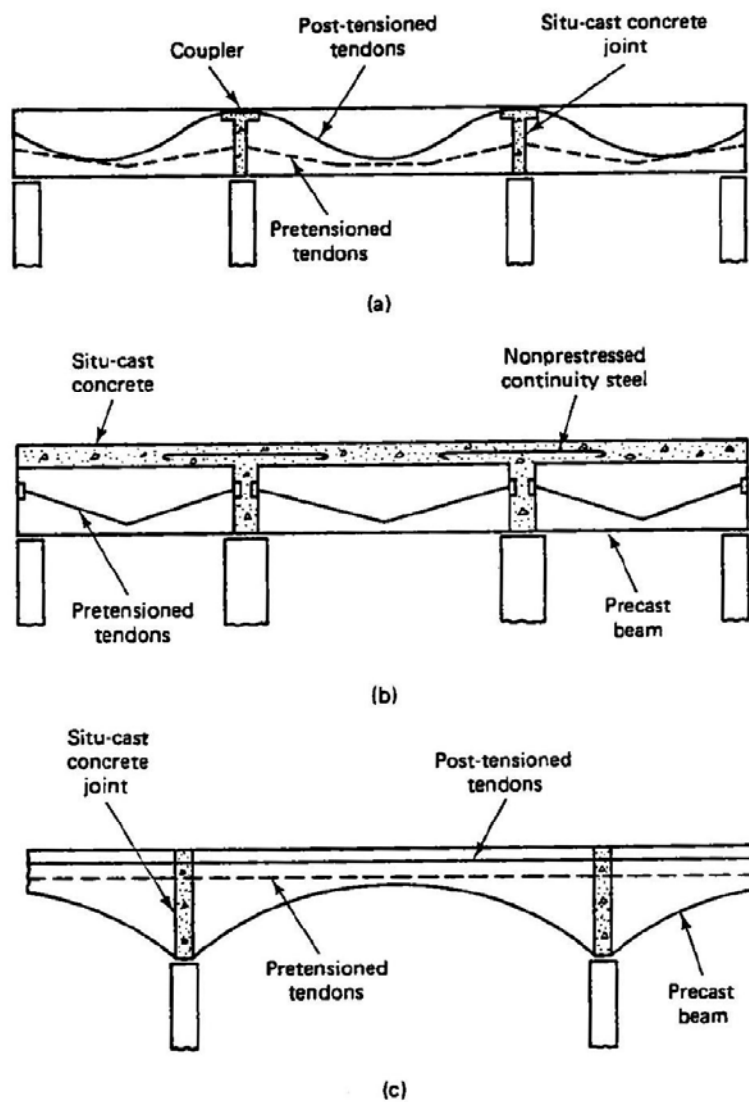


Figure 6.2 Continuity using precast pretensioned beams. (a) Post-tensioned continuity using couplers. (b) Continuity using nonprestressed steel. (c) Continuity in post-tensioning for nonprismatic beams.

កំហាតបង់ដោយសារការកកិត (frictional losses) នៅក្នុងផ្ទៃបេតុងប្រកុងត្រាំងដែលមានដែកប្រកុងត្រាំងត្រង់មានលក្ខណៈងាយស្រួលក្នុងការកំណត់អោយមានលក្ខណៈសុក្រិតជាង ។ តម្លៃបន្ថែមត្រូវបានរាប់បញ្ចូលដោយសារការប្រើប្រាស់ anchorage ច្រើន ។ ប្រព័ន្ធដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.១ (a) មានគុណសម្បត្តិជាងរូបទី ៦.១ (b) ដោយសារតម្លៃរបស់ពុម្ពចំណាយអស់តិចជាង នេះគឺបណ្តាលមកពីផ្ទៃជាប់មានកម្ពស់ថេរ ។ តែទោះជាយ៉ាងនេះក្តី ពេលខ្លះស្ថាបត្យករត្រូវការ nonprismatic continuous section ។

ភាពជាប់ដែលទទួលបានតាមរយៈការប្រើផ្ទៃប្រកុងត្រាំងចាក់ស្រាប់ជាមួយនឹងបេតុងចាក់នៅការដ្ឋានសម្រាប់ភ្ជាប់មានលក្ខណៈងាយស្រួលក្នុងការដំឡើង ហើយគេអាចសន្សំសំចៃបានច្រើនដោយសារគេមិនត្រូវការប្រើពុម្ព និងចន្លងពុម្ពនៅការដ្ឋាន ។ រូបទី ៦.២ (a) និង (c) មានលក្ខណៈសុក្រិតប្រហាក់ប្រហែលគ្នាក្នុងការកំណត់កំហាតបង់ដោយសារការកកិត និងកំហាតបង់ដទៃទៀត ។

ប្រព័ន្ធដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២ (b) ជាប្រព័ន្ធដែលមានលក្ខណៈសាមញ្ញជាងគេសម្រាប់ទទួលបានភាពជាប់នៅក្នុងសំណង់បេតុងប្រកុងត្រាំងសមាស ។ អង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំងចាក់ស្រាប់ត្រូវបានសិក្សាគណនាដើម្បីអោយរងម៉ូម៉ង់ប្រកុងត្រាំង និងម៉ូម៉ង់ដែលកើតពីបន្ទុកផ្ទាល់ នៅពេលដែលដែកធម្មតានៅត្រង់តំបន់ម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានត្រង់ទម្រង់ត្រូវបានសិក្សាគណនាអោយទប់ទល់នឹងម៉ូម៉ង់ដែលកើតពីបន្ទុកថេរដែលបានពីការដាក់បន្ថែមពីលើ និងបន្ទុកអថេរ ។ ប្រសិនបើការសិក្សាគណនាដើម្បីទទួលបានភាពជាប់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរសរុប គេត្រូវទល់ផ្ទៃចាក់ស្រាប់មុននឹងចាក់បេតុងកម្រាលពីលើ ។

ជាទូទៅ គ្រឿងបង្កចាក់ស្រាប់ រួមបញ្ចូលទាំងគ្រឿងបង្កដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២ (a) និង (c) ត្រូវបានសិក្សាគណនាដើម្បីទប់ទល់នឹងទម្ងន់ផ្ទាល់របស់វា ក៏ដូចជាទប់ទល់នឹងកុងត្រាំងរបស់ចរាចរណ៍ដោយប្រើរេស៊ីស្តង់ដែលផ្តល់ដោយកម្លាំងប្រកុងត្រាំង ។ ការប្រើ post-tensioning ឬការប្រើដែកធម្មតានៅត្រង់ទម្រង់ផ្តល់នូវរេស៊ីស្តង់ចាំបាច់ដើម្បីទប់ទល់នឹងកុងត្រាំងបន្ទុកអថេរ និងកុងត្រាំងបន្ទុកដែលដាក់បន្ថែមពីលើ ហើយគេមិនត្រូវការប្រើចន្លងពុម្ពក្នុងដំណើរការសាងសង់ទេ ។

៦.៤. វិភាគតាមលក្ខណៈអេឡាស្ទិចសម្រាប់ភាពជាប់របស់អង្កត់ប្រកុងត្រាំង

Elastic Analysis for Prestress Continuity

៦.៤.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

ជាទូទៅគ្រឿងបង្កបេតុងអារម៉េជាគ្រឿងបង្កស្ថាទិចមិនកំណត់ដោយសារភាពជាប់ដែលផ្តល់ដោយការសាងសង់ដោយចាក់បេតុងក្នុងពេលតែមួយ (monolithic construction) ។ វាជាផលល្អដែលគេតែងតែទទួលបាននូវម៉ូម៉ង់ពត់តូចជាងម៉ូម៉ង់ពត់ដែលកើតមាននៅក្នុងផ្ទៃស្ថាទិចកំណត់ ដែលនាំអោយយើងទទួលបាននូវមុខកាត់ផ្ទៃមរក់ជាង និងមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាង ។ ជាធម្មតាគេតែងតែមិនគិតកំហូចទ្រង់ទ្រាយដែលបណ្តាលពី

បន្តតាមអ័ក្សទេ លើកលែងតែនៅក្នុងអង្គត់ដែលមានលក្ខណៈរឹងខ្លាំង ហើយគេក៏កម្រពិចារណាពីសម្រុតរបស់ទម្រង់ដែរ ដោយសារ creep និងការរួមមាឌមិនបានបង្កអោយមានកុងត្រាំងធំ ។

នៅក្នុងបេតុងប្រេកុងត្រាំង ភាពជាប់ក៏បានកាត់បន្ថយម៉ូម៉ង់ពត់ផងដែរ ។ ប៉ុន្តែ ម៉ូម៉ង់ពត់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងចាកផ្ចិត (eccentric prestressing force) បង្កអោយមានប្រតិកម្មបន្ទាប់ (secondary reaction) និងម៉ូម៉ង់ពត់បន្ទាប់ (secondary bending moment) ។ កម្លាំង និងម៉ូម៉ង់ពត់បន្ទាប់នេះបង្កើន ឬកាត់បន្ថយឥទ្ធិពលដើមរបស់កម្លាំងប្រេកុងត្រាំងចាកផ្ចិត ។ ម្យ៉ាងទៀត ឥទ្ធិពលរបស់ elastic shortening, shrinkage និង creep ក្លាយជាសំខាន់ដូចនៅក្នុងគ្រឿងបង្កជាប់បេតុងអារម៉េផងដែរ ។

ដោយសារអង្គត់ប្រេកុងត្រាំង រួមទាំងអង្គត់ប្រេកុងត្រាំងដោយផ្នែកមានដែនកំណត់សម្រាប់ស្នាមប្រេះដោយសារការពត់បង្កោងដូចអង្គត់បេតុងអារម៉េ នោះគេអាចអនុវត្តទ្រឹស្តីអេឡាស្ទិចសម្រាប់គ្រឿងបង្កមិនកំណត់ដោយស្ថានីតដែលមានភាពសុក្រិតគ្រប់គ្រាន់នៅស្ថានភាពកំណត់បន្ទុកធ្វើការ (service load) ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត គេអាចពិចារណាអង្គត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងជាសម្ភារៈអេឡាស្ទិចសាច់មួយ (homogenous elastic material) ដោយសារកម្រិតប្រេះមានលក្ខណៈកំណត់ ប៉ុន្តែគេមិនអាចសន្មត់បែបនេះបានទេ នៅពេលដែលស្នាមប្រេះដោយការពត់បង្កោងចាប់ផ្តើមកើតមានក្រោមបន្ទុកប្រហែល 5 ទៅ 10 ភាគរយនៃបន្ទុកដែលធ្វើអោយបាក់ (failure load) ។

៦.៤.២. Support Displacement Method

រូបទី ៦.៣ (a) បង្ហាញពីផ្ទៃបេតុងប្រេកុងត្រាំងជាប់ដែលមានពីរល្វែង ។ នៅក្នុងផ្នែក (b) គេសន្មត់យកទម្រកណ្តាលចេញ ។ ដោយសារវត្តមានរបស់កម្លាំង ឬកម្លាំងប្រតិកម្មបន្ទាប់ R នៅត្រង់ទម្រខាងក្នុងដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងចាកផ្ចិត ។ ម៉ូម៉ង់ដើមដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រេកុងត្រាំង $M_1 = P_e e_1$ ត្រូវបានគេហៅថាម៉ូម៉ង់ដំបូង (primary moment) ហើយម៉ូម៉ង់ M_2 ដែលកើតពីវត្តមានរបស់កម្លាំងប្រតិកម្ម ត្រូវបានគេហៅថាម៉ូម៉ង់បន្ទាប់ (secondary moment) ។ ឥទ្ធិពលរបស់ម៉ូម៉ង់បន្ទាប់បានផ្លាស់ប្តូរទីតាំងខ្សែបន្ទាត់ thrust (C-line) នៅត្រង់ទម្រកណ្តាលរបស់គ្រឿងបង្កជាប់ ហើយធ្វើអោយមុខកាត់ផ្ទៃនៅត្រង់ទម្ររត់ទៅ កាន់ទីតាំងដើមដែលមិនទាន់រងប្រេកុងត្រាំង (មើលរូបទី ៦.៣ (c)) ។ ខ្សែបន្ទាត់ thrust ជាបន្ទាត់អ័ក្សរបស់កម្លាំងសង្កត់ដែលមានអំពើតាមបណ្តោយផ្ទៃ ។ កម្លាំងប្រតិកម្មបន្ទាប់ R បង្កអោយមានភាពប៉ោង (camber) Δ ដែលគេត្រូវធ្វើអោយវាស្ថិត ហើយគេត្រូវធ្វើអោយផ្ទៃនៅត្រង់ទម្រកណ្តាលចុះក្រោមវិញដោយកម្លាំងដែលមានតម្លៃស្មើនឹង R តែមានទិសដៅផ្ទុយគ្នា ដែលធ្វើអោយ C-line នៅត្រង់ទម្រខាងក្នុងនៅពីលើ cg line ។

ប្រសិនបើខ្សែបន្ទាត់អ័ក្សទាំងពីរនេះស្ថិតនៅលើទីតាំងតែមួយ នោះកម្លាំងប្រតិកម្ម R នឹងស្មើសូន្យ ដូចការពន្យល់
ណែនាំនៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៦.៦ ។

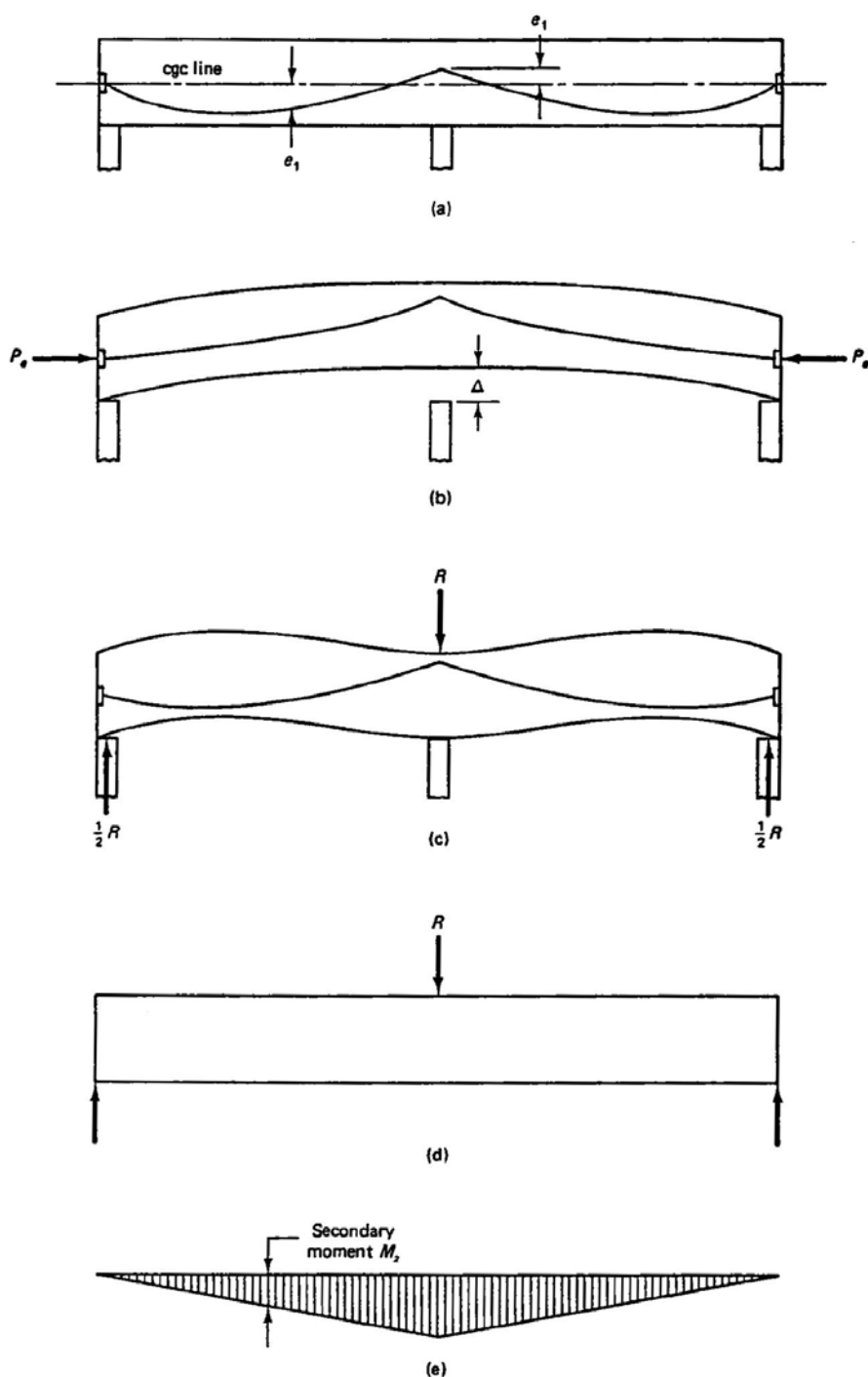


Figure 6.3 Secondary moments in continuous prestressed beams. (a) Tendon profile prior to prestressing. (b) Profile after prestressing if beam is not restrained by central support. (c) Secondary reaction to eliminate uplift or camber. (d) Reaction R on theoretically simply supported beam. (e) Secondary moment diagram due to R .

ដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ពិតដំបូង (primary bending moment) M_1 ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៤ (a) ។ ប្រសិនបើគេបូកបន្ថែមដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់បន្ទាប់ (secondary bending moment) M_2 នៅក្នុងរូបទី ៦.៤ (b) គេនឹងទទួលបានដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ $M_3 = (M_1 + M_2)$ ដូចបង្ហាញនៅក្នុង រូបទី ៦.៤ (c) ។ ដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ M_3 គឺបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងសម្រាប់លក្ខខណ្ឌដែលសរសៃខាងក្រោម របស់ផ្ទាំងប៉ះនឹងទម្រង់កណ្តាលដែលមាន C-line ចល័តបានចម្ងាយ y ពី tendon cgs profile ឬ T-line (រូបទី ៦.៤ (d)) ។ ដោយសារការសន្មតសញ្ញា ដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ត្រូវបានគេសង់នៅផ្នែករងការទាញរបស់សរសៃ ។ ការ សន្មតបែបនេះជួយលុបបំបាត់កម្រិតលំអៀងនៃការធ្វើតម្រូវផល (superposition) ក្នុងការវិភាគ portal frame ហើយប្រព័ន្ធដទៃទៀតដែលអង្កត់បញ្ជីរងម៉ូម៉ង់ ។

ចម្ងាយងាកចេញ (deviation) ពី cgs line របស់ C-line គឺ

$$y = \frac{M_2}{P_e} \quad (6.1)$$

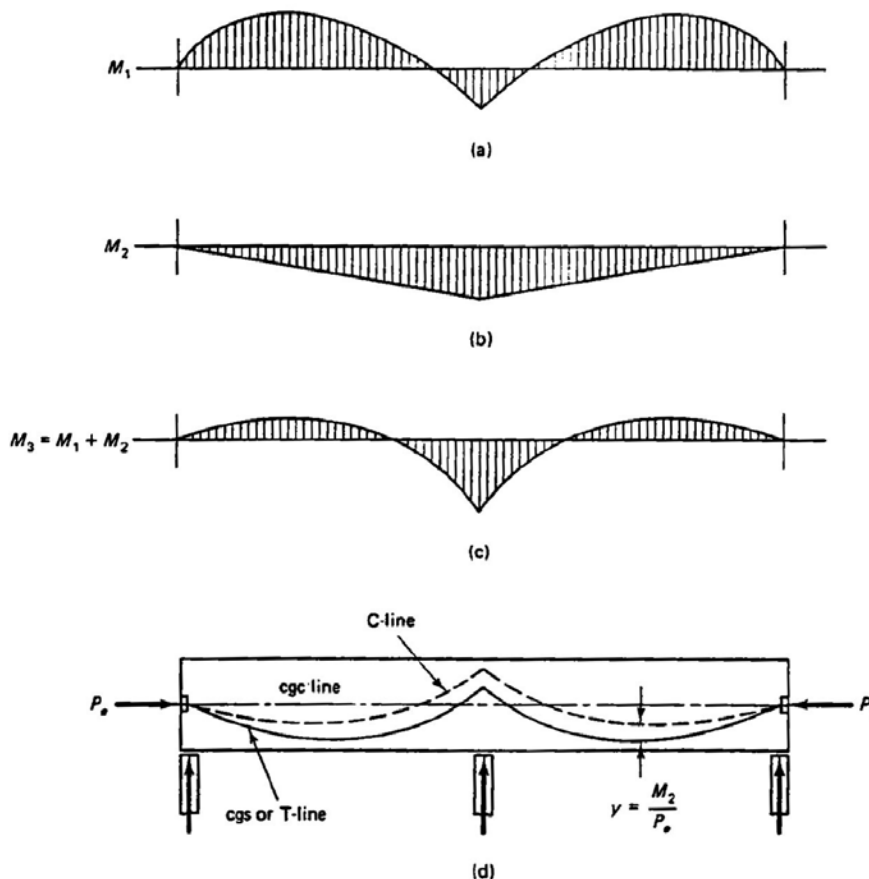


Figure 6.4 Superposition of secondary moments due only to prestress and transformation of the thrust C-line. (a) Primary moments M_1 . (b) Secondary moments M_2 . (c) Superposition of (b) on (a) to give resulting moment M_3 . (d) Transformation of the C-line from the T-line.

ហើយទីតាំងថ្នីរបស់ tendon profile cgs ត្រូវបានកំណត់ពីម៉ូម៉ង់ $M_3 = (M_1 + M_2)$ សុទ្ធ ដោយម៉ូម៉ង់វិជ្ជមាន នៅខាងលើ និងម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមាននៅខាងក្រោម ។ ចំណាកផ្ចិតកំណត់របស់ C-line គឺ

$$e' = e_3 = \frac{M_3}{P_e} \quad (6.2)$$

ដែល P_e ជាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលខាតបង់ ។ ចំណាំថា e' មានតម្លៃអវិជ្ជមាននៅពេលដែល C-line នៅពីខាងលើអ័ក្សព័ត៌មាន ដូចក្នុងករណីសម្រាប់មុខកាត់ទម្រកណ្តាល ។ ពីសមីការ 1.4 a និង b ក្នុងត្រាំង សរសៃបេតុងនៅត្រង់ទម្រកណ្តាលដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រាំងក្លាយជា

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e'_e c_t}{r^2} \right) \quad (6.3a)$$

និង
$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e'_e c_b}{r^2} \right) \quad (6.3b)$$

ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងនៅត្រង់ទម្រកណ្តាលដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់ប្រែក្នុងត្រាំង និងម៉ូម៉ង់បន្ទុកផ្ទាល់គឺ

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e'_e c_t}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S^t} \quad (6.4a)$$

និង
$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e'_e c_b}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S_b} \quad (6.4b)$$

ម្យ៉ាងវិញទៀត ដោយប្រើតម្លៃម៉ូម៉ង់ M_3 នៅក្នុងសមីការ 6.4a និង b ម៉ូម៉ង់សុទ្ធ (net moment) នៅត្រង់មុខ កាត់គឺ $M_4 = M_3 - M_D$ ហើយគេកំណត់ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងនៅត្រង់ទម្រកដែល tendon នៅពីខាងលើអ័ក្ស ព័ត៌មានពីសមីការខាងក្រោម

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} - \frac{M_4}{S^t} \quad (6.5a)$$

និង
$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} + \frac{M_4}{S_b} \quad (6.5b)$$

សមីការទាំងពីរ 6.4 និង 6.5 ត្រូវតែមានតម្លៃដូចគ្នាទោះបីជានៅត្រង់មុខកាត់ត្រង់ទម្រ ឬមុខកាត់កណ្តាលល្វែង ឬមុខកាត់ណាក៏ដោយតាមបណ្តោយល្វែងប្រសិនបើគេនៅតែរក្សាការសន្មត់សញ្ញាដដែល ។

៦.៤.៣. Equivalent Load Method

វិធីបន្ទុកសមមូល (equivalent load method) ជាវិធីដែលផ្អែកលើការជំនួសដោយលក្ខណៈ ទ្រឹស្តីនៃ ឥទ្ធិពលរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដោយបន្ទុកសមមូលដែលបង្កើតឡើងដោយ profile ម៉ូម៉ង់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង តាមបណ្តោយល្វែងដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់ដំបូង M_1 ដូចនៅក្នុងរូបទី ៦.៥ (b) ។ ប្រសិនបើដ្យាក្រាមកម្លាំងកាត់ ដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់ M_1 ដែលសង់ដូចនៅក្នុងរូបទី ៦.៥ (c) ហើយបន្ទុកដែលបង្កើតកម្លាំងកាត់នេះត្រូវបាន កំណត់ដូចនៅក្នុងរូបទី ៦.៥ (d), ហើយកម្លាំងប្រតិកម្ម R ដូចគ្នានឹងកម្លាំងប្រតិកម្មបំណាច់ទី R នៅក្នុងវិធីដែល

រៀបរាប់នៅក្នុងចំណុច ក ។ ការគណនាការបែងចែកម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកនៅលើផ្ទៃដាច់នៅក្នុងរូបទី ៦.៥ (d) បង្កើតបានដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ M_3 នៅក្នុងរូបទី ៦.៥ (e) ។ ម៉ូម៉ង់នេះក៏ដូចគ្នានឹងម៉ូម៉ង់សុទ្ធ M_3 នៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៦.៤.ក ដែរ, ដូចនេះចំណាកផ្ចិតកំណត់របស់ cgs line គឺ $e_3 = M_3 / P_e$ ។ គេប្រើកម្លាំងប្រតិកម្ម R ដែលទទួលបានពីរូបទី ៦.៥ (d) ដើម្បីកំណត់ secondary moment M_2 ដែលបង្កដោយ R ធ្វើអំពើនៅត្រង់ចំណុច c នៅលើល្វែងសាមញ្ញ AB ។ ចម្ងាយងាកចេញ (deviation) របស់ C-line ពី cgs line គឺ $y = M_2 / P_e$ ដូចនៅក្នុងវិធីខាងលើដែរ ។

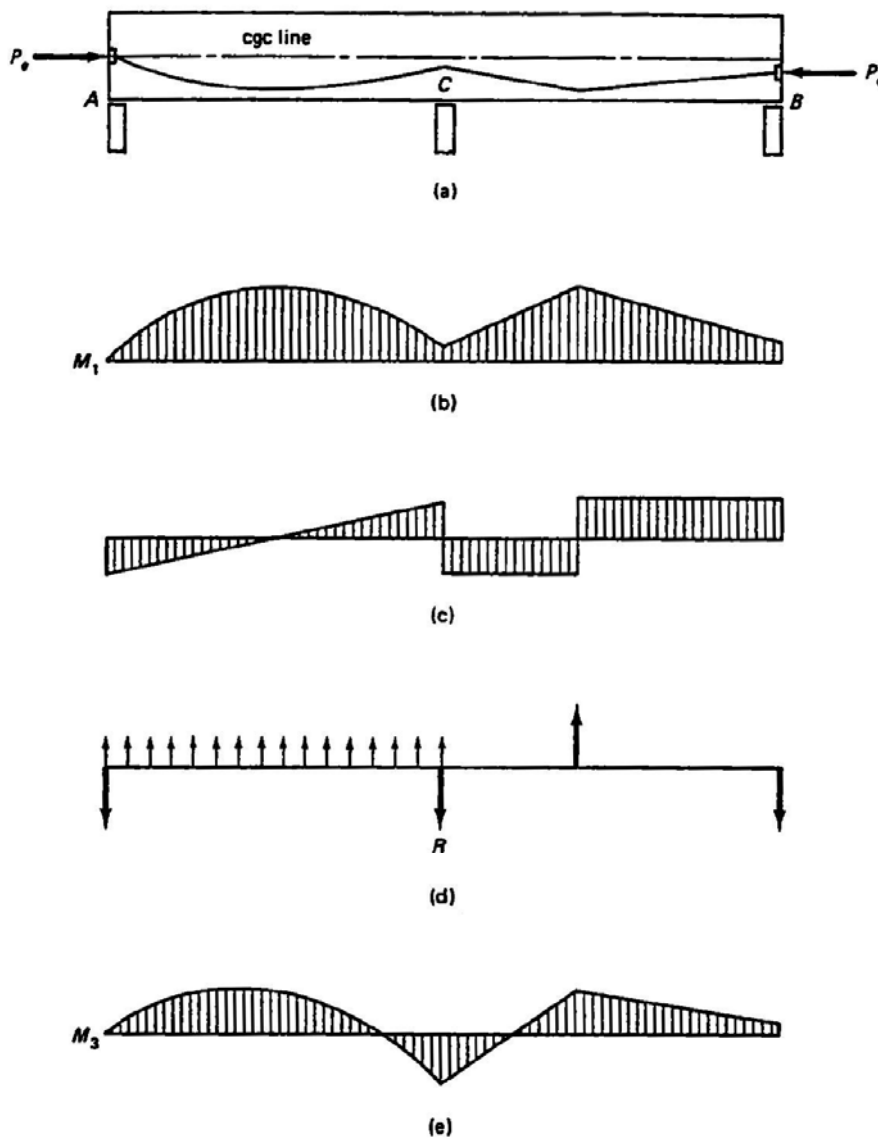


Figure 6.5 Equivalent load method of C-line transformation. (a) Primary structure after prestressing. (b) Primary moment M_1 due to prestressing. (c) Shear diagram for moments M_1 . (d) Load-causing moment in (b) and shear in (c). (e) Moment diagram for loads in (d) after moment distributions.

៦.៥. ឧទាហរណ៍ដែលទាក់ទងនឹងភាពជាប់

Example Involving Continuity

៦.៥.ក. ឥទ្ធិពលនៃភាពជាប់ក្នុងការបំប្លែង C-line សម្រាប់ Draped Tendon

Effect of Continuity on Transformation of C-Line for Draped Tendons

ឧទាហរណ៍ ៦.១: ផ្ទឹមជាប់ bonded post-tensioned prestressed prismatic beam ដែលជាប់នៅលើទម្រង់បី ។ ល្វែងទាំងពីរបស់វាមានប្រវែងស្មើគ្នា 90 ft (27.4m) ហើយ tendon profile ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៦ ។ ឥទ្ធិពលកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_e ក្រោយកំហាត់បង់គឺ 300,000lb (1,334kN) ។ មុខកាត់របស់ផ្ទឹមមានទំហំ $b = 12in.$ (30cm) និងកម្ពស់ $h = 34in.$ (86cm) ។ គណនា primary moment និង secondary moment ដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រាំង និងកំណត់ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងនៅត្រង់ទម្រង់ C ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។ ប្រើទាំងវិធី support displacement method និង equivalent load method ដោយសន្មតថាគេចោលបម្រែបម្រួលកម្លាំងទាញតាមបណ្តោយផ្ទឹម ។

ដំណោះស្រាយ:

(a) Support Displacement Method

ម៉ូម៉ង់ដំបូង M_1 ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងធ្វើអោយផ្ទឹមកោងឡើងលើ (camber) នៅត្រង់ចំណុច C ។ គេអាចទទួលបានតម្លៃកំណោងឡើងលើ Δ_c នេះដោយវិធីក្រឡាផ្ទៃម៉ូម៉ង់ (moment area method) ដោយគិតម៉ូម៉ង់នៃក្រឡាផ្ទៃ AEC និង ADC ធៀបចំណុច A នៅក្នុងរូបទី ៦.៧ (a) ដើម្បីទទួលបានបន្ទាត់ប៉ះទៅនឹងខ្សែអេឡាស្ទិច (elastic curve) នៅត្រង់ចំណុច A ពីខ្សែដេកនៅត្រង់ចំណុច C ជាបំណាស់ទីនៅត្រង់ចំណុច C ។ ពីរូបយើងបាន

$$EI\Delta_c = \left[(3.0 \cdot 10^6 + 1.05 \cdot 10^6) \frac{90 \times 2}{3} \right] \frac{90}{2} \times 144 - \left(\frac{2.1 \cdot 10^6 \times 90}{2} \right) \frac{90 \times 2}{3} \times 144$$

$$= 7.58 \cdot 10^{11} in.^3 - lb$$

ដូចគ្នា, ពីរូបទី ៦.៧ (c)

$$EI\Delta_c = \frac{45R \times 12 \times 90}{2} \times \frac{90 \times 2}{3} \times 144 = 2.1 \cdot 10^8 R_c \text{ in.}^3 - lb$$

ដោយអោយអង្គខាងស្តាំរបស់សមីការទាំងពីរស្មើគ្នា យើងទទួលបាន

$$2.1 \cdot 10^8 R = 7.58 \cdot 10^{11}$$

បន្ទាប់មក

$$R_c = \frac{7.58 \cdot 10^{11}}{2.1 \cdot 10^8} = 3,610 lb \downarrow (16kN)$$

$$R_A = R_B = 1,805 lb \uparrow (8kN)$$

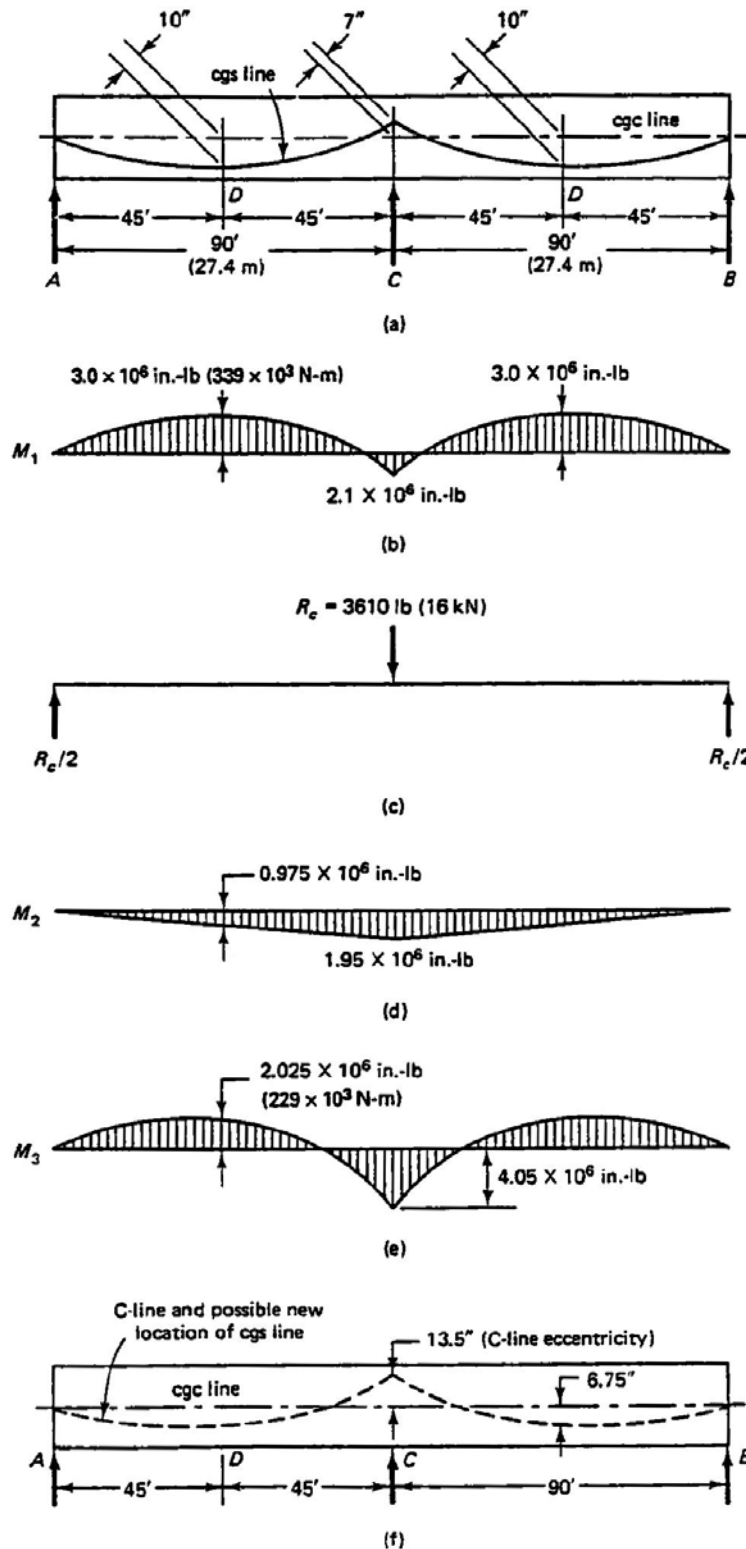


Figure 6.6 Transformation of thrust line in Example 6.1 due to continuity. (a) Tendon geometry: one possible location. (b) Primary moment M_1 due to prestress P_e . (c) Reaction R on theoretically simple beam. (d) Secondary moment M_2 due to R . (e) Final moment $M_3 = M_1 + M_2$. (f) New location of C-line and possible cgs line.

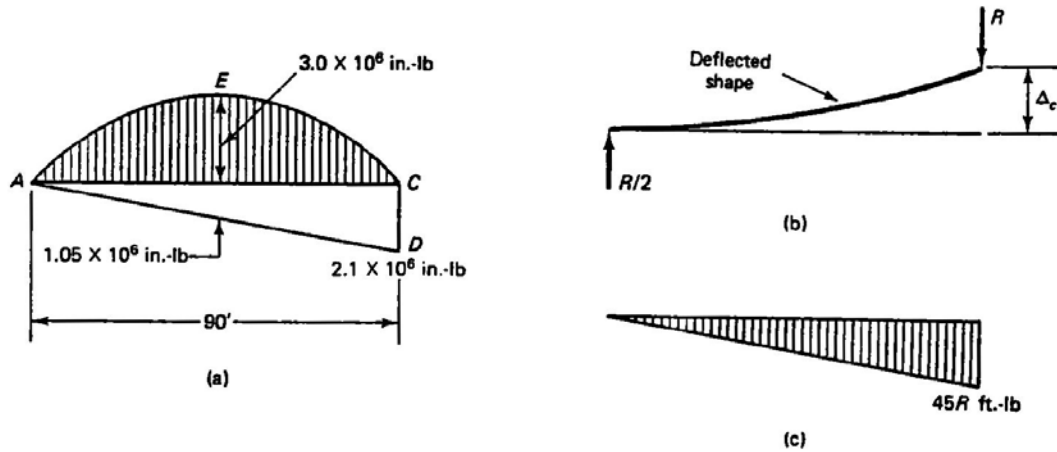


Figure 6.7 Camber Δ_c due to M_1 . (a) Primary moment M_1 . (b) Deflected shape due to R . (c) Secondary moment M_2 due to R .

ម៉ូម៉ង់បន្ទាប់ (secondary moment) M_2 ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកចំណុច R_c ប្រែប្រួលជាលក្ខណៈបន្ទាត់ពីទីក្រុងខាងក្នុង C ទៅទីក្រុងខាងក្រៅ A និង B នៅក្នុងរូបទី ៦.៦ (d) និង ៦.៧ (c) ។ ពីរូបទី ៦.៦ (c)

$$M_2 = \frac{R_c}{2} \times 90 \times 12 = \frac{3,610}{2} \times 90 \times 12 = 1.95 \times 10^6 \text{ in.-lb}$$

ម៉ូម៉ង់សរុប M_3 នៅត្រង់ C ដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រាំងជាប់គឺ

$$M_1 + M_2 = 2.1 \cdot 10^6 + 1.95 \cdot 10^6 = 4.05 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$$

ពិសមីការ 6.1 ចម្ងាយដាក់ចេញរបស់ C-line នៅត្រង់ទីក្រុង C គឺ

$$y_c = \frac{M_2}{P_e} = \frac{1.95 \cdot 10^6}{300,000} = 6.5 \text{ in.} (16.5 \text{ cm})$$

ពិសមីការ 6.2, ចម្ងាយរបស់ C-line ដែលនៅពីខាងលើ cgs line ឬចំណាកផ្ចិតរបស់ C-line ពីខាងលើ cgc line នៅត្រង់ទីក្រុង C គឺ

$$e_c = \frac{M_3}{P_e} = \frac{4.05 \cdot 10^6}{300,000} = 13.5 \text{ in.} (34.3 \text{ cm})$$

ម៉ូម៉ង់សរុបបណ្តាលចេញពី

$$M_3 = 3.0 \cdot 10^6 - \frac{1}{2} 1.95 \cdot 10^6 = 2.025 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$$

ហើយចំណាកផ្ចិត C-line គឺ

$$e_D = \frac{2.025 \cdot 10^6}{300,000} = 6.75 \text{ in.} (17.1 \text{ cm})$$

ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងនៅត្រង់ទីក្រុង C ដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រាំង

$$c_t = c_b = \frac{34}{2} = 17 \text{ in.}$$

$$e_C = 13.5 \text{ in.}$$

$$A_c = bh = 12 \times 34 = 408 \text{ in.}^2$$

$$I_c = \frac{bh^3}{12} = \frac{12(34)^3}{12} = 39,304 \text{ in.}^4$$

$$r^2 = \frac{I_c}{A_c} = \frac{39,304}{408} = 96.33 \text{ in.}^2$$

ពីសមីការ 6.3 a និង b, ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងខាងលើគឺ

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_t}{r^2} \right) \\ &= -\frac{300,000}{408} \left(1 + \frac{13.5 \times 17}{96.33} \right) \\ &= -2,487 \text{ psi (C)} (17.1 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

និងក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងខាងក្រោមគឺ

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_b}{r^2} \right) \\ &= +\frac{300,000}{408} \left(1 - \frac{13.5 \times 17}{96.33} \right) \\ &= +1,016 \text{ psi (T)} (7.0 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

ទោះបីជាក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រោមរងការទាញមានតម្លៃធំជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាក៏ដោយ ក៏វាបានតែមកពីប្រែក្នុងតែប៉ុណ្ណោះ ។ នៅពេលដែលគេពិចារណាទម្ងន់ផ្ទាល់របស់វាបញ្ចូលទៀត នោះក្នុងត្រាំងទាញរបស់បេតុងនេះនឹងត្រូវបានកាត់បន្ថយយ៉ាងច្រើន ។

(b) Equivalent load Method

ពីសមីការ 1.16 សម្រាប់ធ្វើអោយបន្ទុកមានលំនឹង (load balancing)

$$W_b = \frac{8Pa}{l^2}$$

ដែល a ជាចំណាកផ្ចិត tendon ពី cgc line ។ ដូចនេះ

$$W_b = \frac{8 \times 300,000 \times 13.5}{(90)^2 \times 12} = 333.3 \text{ lb / ft}$$

$$FEM = \frac{W_b l^2}{12} = \frac{333.3(90)^2}{12} = 224.978 \text{ ft.lb}$$

ពីដំណើរការបែងចែកម៉ូម៉ង់នៅក្នុងរូបទី ៦.៨ ម៉ូម៉ង់ចុងក្រោយនៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្នុង C គឺ $M_3 = M_1 + M_2 =$

$337.467 \text{ ft.} - \text{lb} = 4.05 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ ដែលមានតម្លៃដូចគ្នានឹងការដោះស្រាយនៅក្នុងចំណុច (a) ។

ដោយសារដ្យាក្រាម M_1 ជាដ្យាក្រាម primary moment ដូចនៅក្នុងរូបទី ៦.៦ (b) នោះគេអាចសង់ដ្យាក្រាម secondary moment M_2 ពី $M_3 - M_1$ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៦ (b) ដែលមានលក្ខណៈដូចគ្នានៅក្នុងរូបទី ៦.៦ (d) ។ ដូចនេះ គ្រប់ជំហានដទៃទៀតសម្រាប់ការគណនាក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុង និងទីតាំងរបស់ C-line គឺមានលក្ខណៈដូចគ្នា និងផ្តល់នូវលទ្ធផលដូចគ្នានឹងលទ្ធផលនៅក្នុងដំណោះស្រាយចំណុច (a) ។

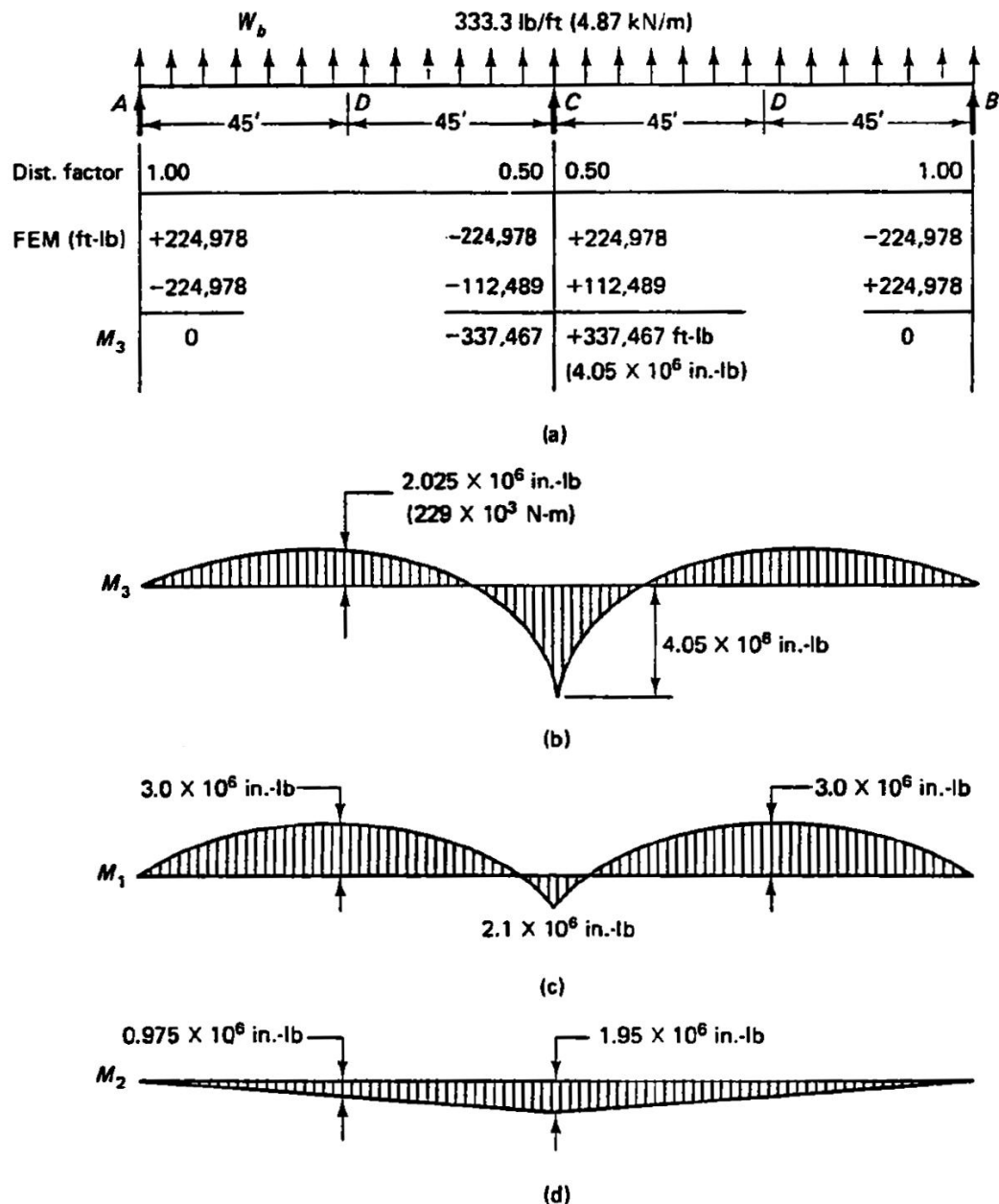


Figure 6.8 Equivalent load method for continuous beam analysis. (a) Equivalent load and moment distribution. (b) Total moment M_3 . (c) Primary moment M_1 . (d) Secondary moment M_2 .

៦.៥.២. ឥទ្ធិពលនៃភាពជាប់ក្នុងការបំប្លែង C-line សម្រាប់ Harped Tendon

Effect of Continuity on Transformation of C-Line for Harped Tendons

ឧទាហរណ៍ ៦.២: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៦.១ ដោយសន្មតថា prestressing tendon ត្រូវបាន harped នៅត្រង់កណ្តាលស្វែងនៃស្វែងទាំងពីរ ។ ប្រើ support displacement method ក្នុងការដោះស្រាយនេះ ។

ដំណោះស្រាយ:

សង់ដ្យាក្រាម primary moment និង secondary moment ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៩ ។

$$\begin{aligned} \text{បន្ទាប់មក} \quad E I \Delta_c &= (3.0 \cdot 10^6 + 1.05 \cdot 10^6) 90 \times \frac{1}{2} \times \frac{90}{2} \times 144 - \frac{2.1 \times 10^6 \times 90}{2} \times \frac{90 \times 2}{3} \times 144 \\ &= 3.65 \times 10^{11} \text{ in.}^3 - \text{lb} \end{aligned}$$

ពីរូបទី ៦.៧ (c)

$$\begin{aligned} E I \Delta_c &= 2.1 \times 10^8 R_c \\ R_c &= \frac{3.65 \cdot 10^{11}}{2.1 \cdot 10^8} = 1,738 \text{ lb} \downarrow \end{aligned}$$

Secondary moment ដែលមានទីតាំងនៅត្រង់ទម្រង់ C គឺ

$$M_2 = \frac{R}{2} \times 90 \times 12 = \frac{1,738}{2} \times 90 \times 12 = 0.94 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ដូចនេះ ម៉ូម៉ង់សរុប $M_3 = 2.1 \times 10^6 + 0.94 \times 10^6 = 3.04 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (344 \times 10^3 \text{ N.m})$ ។

ពីសមីការ 6.1 ចម្ងាយដាក់ចេញរបស់ C-line នៅត្រង់ទម្រង់ C គឺ

$$y_c = \frac{M_2}{P_e} = \frac{0.94 \cdot 10^6}{300,000} = 3.13 \text{ in.} (8 \text{ cm})$$

ពីសមីការ 6.2 ចម្ងាយរបស់ C-line នៅពីលើ cgc line (ចំណាកផ្ចិតរបស់ C-line នៅពីលើ cgc line) នៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្នុង C គឺ

$$e_c = \frac{M_3}{P_e} = \frac{3.04 \cdot 10^6}{300,000} = 10.13 \text{ in.} (25.7 \text{ cm})$$

ដូចនេះ ម៉ូម៉ង់សរុបកណ្តាលស្វែងគឺ

$$M_3 = 3.0 \cdot 10^6 - \frac{0.94 \times 10^6}{2} = 2.53 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ហើយចំណាកផ្ចិត C-line គឺ

$$e_D = \frac{2.53 \cdot 10^6}{300,000} = 8.43 \text{ in.} (21.4 \text{ cm})$$

ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុង (concrete fiber stress) នៅត្រង់ទម្រង់ C បណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ដែល C-line មានចំណាកផ្ចិត $e_c = 10.13 \text{ in.}$ ។

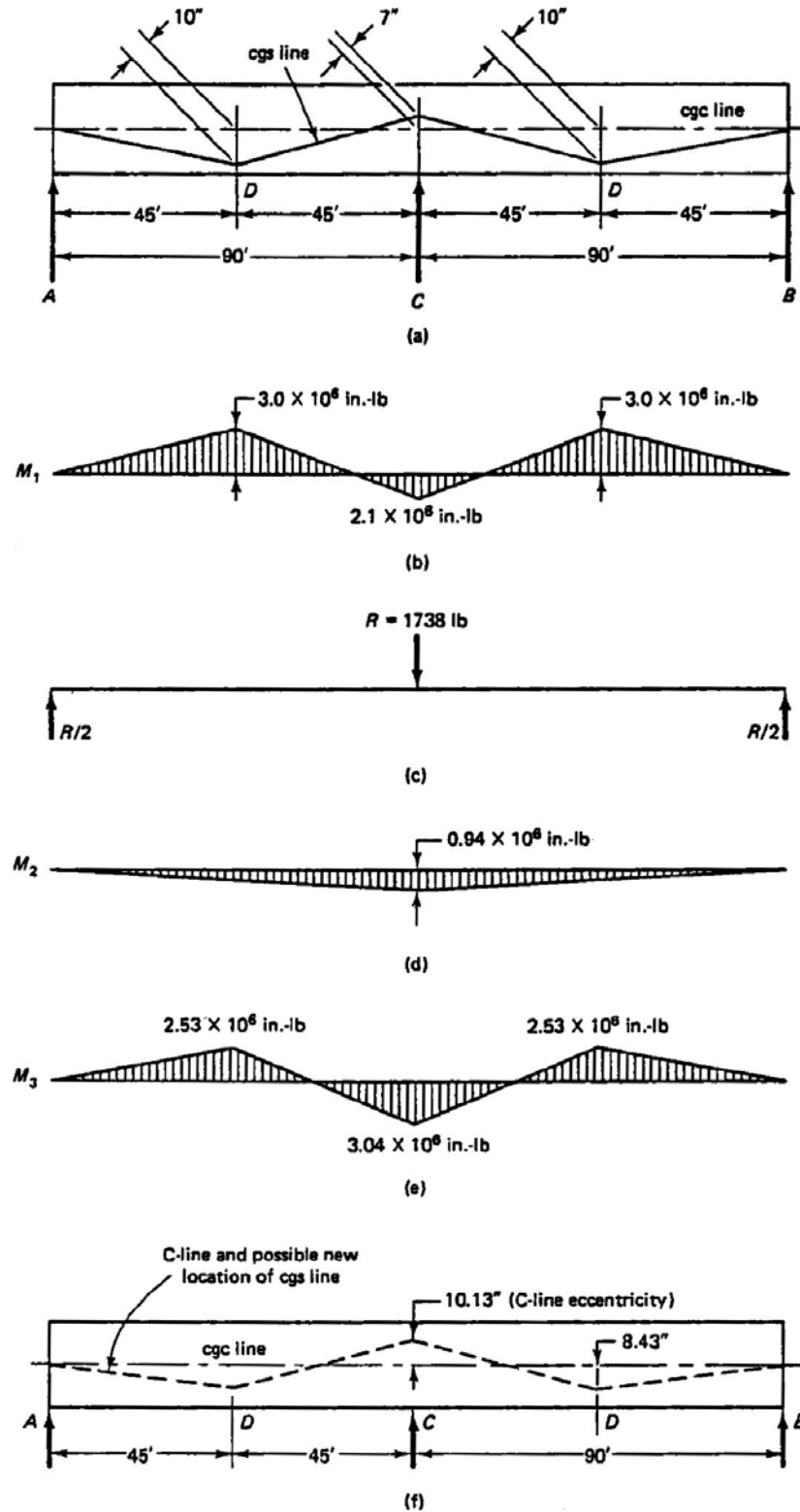


Figure 6.9 Transformation of thrust line in Example 6.2 due to continuity. (a) Tendon geometry: one possible location. (b) Primary moment M_1 due to prestress P_p . (c) Reaction R on theoretically simple beam. (d) Secondary moment M_2 due to R . (e) Final moment $M_3 = M_1 + M_2$. (f) New location of C-line and possible cgs line.

ដូចនេះ ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងខាងលើគឺ

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_t}{r^2} \right) \\ &= -\frac{300,000}{408} \left(1 + \frac{10.13 \times 17}{96.33} \right) \\ &= -2,049 \text{ psi}(C)(14.1 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

និងក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងខាងក្រោមគឺ

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_b}{r^2} \right) \\ &= +\frac{300,000}{408} \left(1 - \frac{10.13 \times 17}{96.33} \right) \\ &= +579 \text{ psi}(T)(4.0 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

ដោយប្រៀបធៀបលទ្ធផលនៃករណីរបស់ harped tendon នៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះជាមួយនឹង draped parabolic tendon នៃឧទាហរណ៍ ៦.១ បង្ហាញថាម៉ូម៉ង់សរុប M_3 ដែលបាននៅត្រង់ទម្រង់កណ្តាលតូចជាង ដោយសារក្រឡាផ្ទៃត្រីកោណនៃដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ស្ទើរនឹងពាក់កណ្តាលនៃផលគុណរវាងប្រវែងល្វែង និងម៉ូម៉ង់ ដែលក្រឡាផ្ទៃប៉ារ៉ាបូលស្មើនឹងពីរភាគបីនៃផលគុណដូចគ្នា ។ ជាវិបាក គេទទួលបានក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងតូចជាង ។

៦.៦. Linear Transformation and Concordance of Tendon

ពីកថាខណ្ឌ ៦.៤. យើងឃើញថាខ្សែបណ្តោយ (profile) របស់ C-line មានរាងទៅតាម profile របស់ដែកប្រេកុងត្រាំង (cgs line) ដោយសារទីតាំង C-line ជាទីតាំងរបស់ម៉ូម៉ង់ដែលបានពីផលគុណរវាងកម្លាំងប្រេកុងត្រាំង P_e ជាមួយនឹងចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon ពី cgc line ដែលប្រែប្រួលតាមបណ្តោយផ្ទៃម ។ ភាពជាបសម្រាប់ផ្ទៃទាំងអស់ជាអនុគមន៍នៃបម្រែបម្រួលម៉ូម៉ង់តាមបណ្តោយផ្ទៃម ហើយរាងរបស់ដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ជាអនុគមន៍ទៅនឹងប្រភេទបន្ទុកដូចជា បន្ទុកចំណុច ឬបន្ទុកពង្រាយស្មើ ។ ដូចនេះ ជារឿយៗគេច្រើនតែ drape tendon profile សម្រាប់បន្ទុកពង្រាយស្មើ ហើយគេ harp tendon profile សម្រាប់ករណីបន្ទុកចំណុច ដូចបង្ហាញនៅក្នុងមេរៀនទី១ និងទី៤ ។

ឧទាហរណ៍ ៦.១ និង ៦.២ បង្ហាញថានៅក្នុងផ្ទៃមជាប់ ចម្ងាយងាកចេញរបស់ C-line ពី cgc line សមាមាត្រដោយផ្ទាល់ទៅនឹង secondary moment M_2 ។ ដោយសារដ្យាក្រាម M_2 ប្រែប្រួលជាលក្ខណៈសមាមាត្រទៅនឹងចម្ងាយពីទម្រ នោះគេអាចបំប្លែង C-line ជាលក្ខណៈសមាមាត្រដោយលើក ឬទម្លាក់ទីតាំងរបស់វានៅត្រង់ទម្រខាងក្នុង ដោយគេរក្សាអោយវានៅទីតាំងដើមនៅត្រង់ទម្រសាមញ្ញខាងក្រៅ ។ Profile របស់

C-line នៅក្បែរដែលដោយសារភាពសមាមាត្ររបស់ការបំបែក ។ ដូចនេះ គេអាចបំបែក cgs line ដែលជា prestressing tendon profile តាមលក្ខណៈសមាមាត្រដោយមិនមានការផ្លាស់ប្តូរទីតាំង profile របស់ C-line ។ ភាពបត់បែន (flexibility) នេះមានសារៈសំខាន់យ៉ាងខ្លាំងក្នុងការសិក្សាគណនាផ្ទៃមធ្យមប្រកុងត្រាំង ។

ឧទាហរណ៍ទី ៦.៣ នឹងបង្ហាញពី flexibility នេះ ។ ប្រៀបធៀប tendon profile ដែលវាបង្ហាញជាមួយ នឹង tendon profile នៃឧទាហរណ៍ ៦.១ ហើយយើងត្រូវចំណាំថា C-line នៅក្នុងរូបទី ៦.៦ (f) ដូចគ្នានឹង C-line នៅក្នុងរូបទី ៦.១០ (f) និង ៦.១១ (f) ទោះបីជាទីតាំង cgs line តាមបណ្តោយផ្ទៃមធ្យមដូចគ្នានឹង cgs line នៅក្នុងរូបទី ៦.៦ (a), ៦.១០ (a) និង ៦.១១ (a) ក៏ដោយ ។ ដូចគ្នា ចំណាំថានៅក្នុងដំណោះស្រាយចំណុច (b) (ដែល tendon profile ត្រូវស្មើគ្នាជាមួយនឹង C-line profile) គេមានកម្លាំងប្រតិកម្ម $R = 0$ ហើយ secondary moment $M_2 = 0$ ។ នេះមានន័យថានៅពេលដែល cgs line ត្រូវស្មើគ្នានឹង C-line ផ្ទៃមធ្យមតែប៉ះទម្រង់ខាងក្នុង ហើយធ្វើការដូចជាទម្រង់សាមញ្ញ ។ ផ្ទៃមធ្យមនេះត្រូវបានគេហៅថា concordance beam ហើយគេហៅដែកប្រកុង ត្រាំងក្នុងករណីនេះថា concordant tendon ។

៦.៦.ក. Verification of Tendon Linear Transformation Theorem

ឧទាហរណ៍ ៦.៣: ផ្ទៃមធ្យមនៃឧទាហរណ៍ ៦.១ មាន tendon profile ដូចបង្ហាញនៅក្នុង

(a) រូបទី ៦.១០ (a) ជាមួយនឹងចំណាកផ្ចិត $e_c = 0$ និងចំណាកផ្ចិត $e_D = 13.5in.(24.3cm)$

នៅត្រង់កណ្តាលល្វែងដែលដូចគ្នានឹងចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់ទម្រង់កណ្តាលនៃឧទាហរណ៍ ៦.១ ។

(b) រូបទី ៦.១១ (a) ជាមួយនឹងចំណាកផ្ចិត $e_c = 13.5in.(24.3cm)$ ហើយ $e_D = 6.75in.$

(17.1cm) ដែលដូចគ្នានឹងចំណាកផ្ចិត C-line នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.១ ។

ផ្ទៀងផ្ទាត់ profile និង alignment របស់ C-line នៅក្នុងចំណុច (a) និងចំណុច (b) ដែលដូចគ្នានឹងរាង ធរណីមាត្ររបស់ C-line នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.១ និងរូបទី ៦.៦ (f) ។ ម៉ូម៉ង់សរុបនៅត្រង់ទម្រង់កណ្តាល C នៅ ក្នុងករណីទាំងពីរគឺ $M_3 = 4.05 \cdot 10^6 in.-lb$ ហើយម៉ូម៉ង់សរុបនៅកណ្តាលល្វែងគឺ $M_3 = 2.025 \cdot 10^6 in.-lb$ ដូចនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.១ ។

ដំណោះស្រាយ:

(a) Secondary moment គឺ

$$M_2 = 4.05 \cdot 10^6 in.-lb \left(458 \cdot 10^3 N.m \right)$$

ហើយ
$$\frac{R_c}{2} \times 90 \times 12 = 4.05 \cdot 10^6$$

$$R_c = \frac{4.05 \cdot 10^6 \times 2}{90 \times 12} = 7,500 lb (33.4 kN) \downarrow$$

$$R_A = R_B = 3,750 \text{ lb} (16.7 \text{ kN}) \uparrow$$

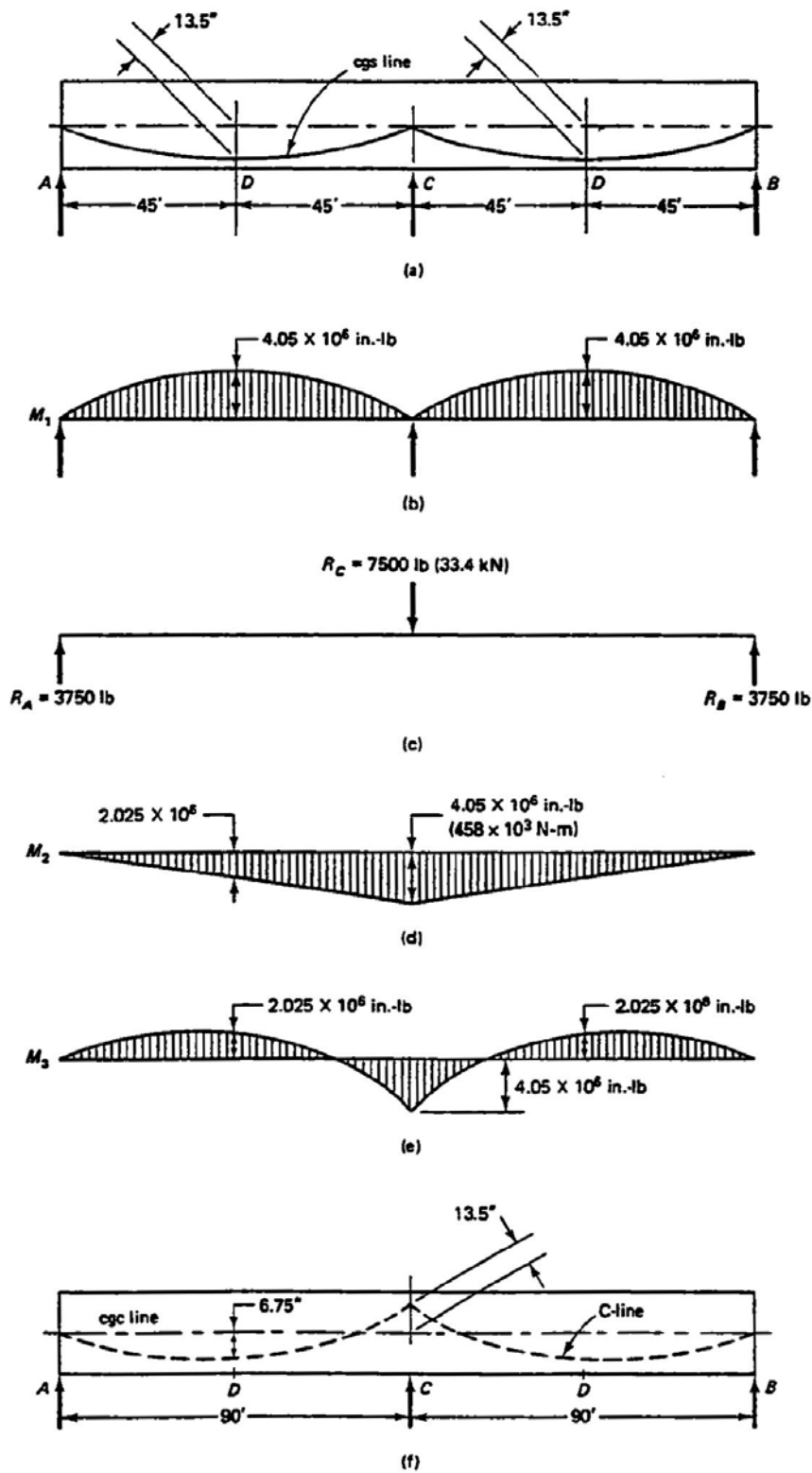


Figure 6.10 Tendon transformation in Example 6.3 (alternative a).

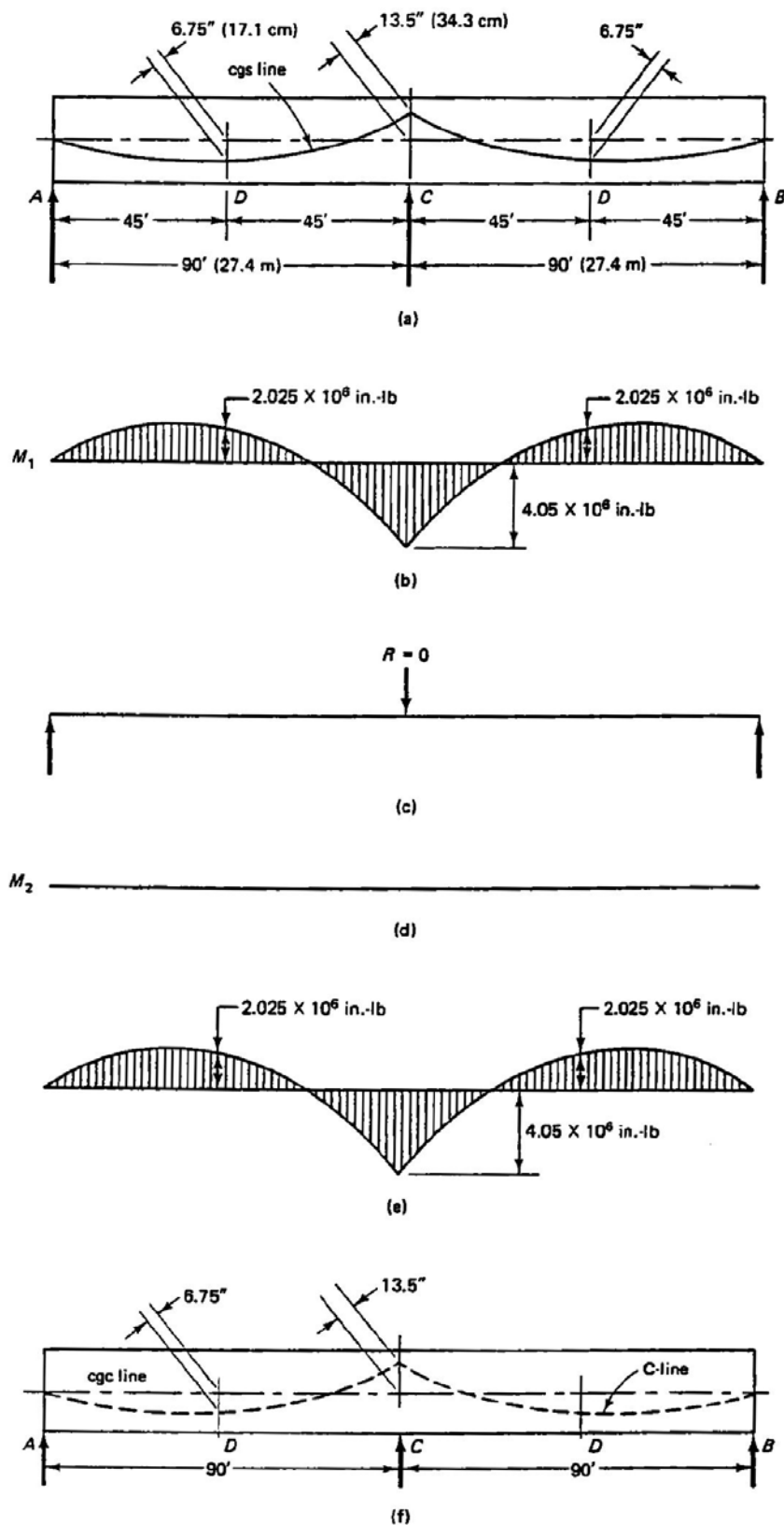


Figure 6.11 Tendon transformation in Example 6.3 (alternative b).

(b) ទាំង $M_2 = 0$ និង $R = 0$

គេអាចឃើញពីដំណោះស្រាយចំណុច (a) នៅក្នុងរូបទី ៦.១០ និងដំណោះស្រាយ (b) នៅក្នុងរូបទី ៦.១១ ថាកូអរដោនេរបស់ C-line មានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងតម្លៃដែលទទួលបានពីឧទាហរណ៍ ៦.១ ។ ក្នុងត្រង់សរសៃបេតុងក៏ដូចគ្នាដែរគឺ $f^t = -2,487 \text{ psi}(C)(17.1 \text{ MPa})$ ហើយ $f_c = +1,016 \text{ psi}(T) (7.0 \text{ MPa})$ ។

៦.៦.2. Concordance Hypotheses

សម្មតិកម្ម (hypotheses) ដែលកំណត់ការបំបែក និង concordance របស់ tendon នៅក្នុងផ្ទៃប្រកុងត្រង់ជាប់ត្រូវបានសង្ខេបដូចខាងក្រោម៖

1. គេអាចបំបែក tendon profile ទាំងអស់តាមលក្ខណៈបន្ទាត់ដោយមិនមានប៉ះពាល់ដល់ទីតាំង C-line ទេ ។
2. ផ្ទៃដែលមាន concordant tendon ជាផ្ទៃជាប់ដែល C-line ត្រួតស៊ីគ្នានឹង cgs line របស់វា ។
3. Concordant tendon មិនបានបង្កើតអោយមានប្រតិកម្មនៅត្រង់ទម្រកណ្តាលទេ ។
4. ចំណាកផ្ចិតរបស់ concordant tendon ទាំងអស់ដែលវាស់ពី cgc line បង្កើតបានជាដ្យាក្រាមម្ល៉ូម៉ង់ដែលតំណាងអោយ profile ដែលមានទម្រង់ស្រដៀងគ្នានឹង moment profile ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកបន្ថែមពីលើ (superimposed load) ។
5. C-line ទាំងអស់ជា profile សម្រាប់ concordant tendon ។
6. ការតម្រួតផល (superposition) នៃ concordance tendon ផ្សេងៗបង្កើតបានជា concordant tendon ប៉ុន្តែ superposition នៃ concordant tendon ជាមួយនឹង unconcordant tendon ផ្តល់នូវ unconcordant tendon ។
7. ការផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់ចុងទម្រមួយ ឬចុងទម្រទាំងសងខាងធ្វើអោយមានការផ្លាស់ប្តូរ C-line ប៉ុន្តែការផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់ទម្រកណ្តាលមិនមានឥទ្ធិពលដល់ C-line ទេ ។
8. ការជ្រើសរើស concordance និង unconcordance ត្រូវបានកំណត់ដោយកម្រាស់បេតុងការពារ និងប្រសិទ្ធភាពក្នុងការជ្រើសរើសកម្ពស់ផ្ទៃ ។ ដ្យាក្រាមម្ល៉ូម៉ង់ពិត និងដ្យាក្រាមកម្លាំងកាត់សម្រាប់ superposition នៃ transverse load នៅលើផ្ទៃផ្ទៃជាប់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.១២ ។ ក្នុងការសិក្សាគណនាគេគួរចាប់ផ្តើមដោយការសន្មត concordance ដើម្បីលុបបំបាត់នូវការគណនា

secondary moment M_2 ។ ដោយវិធីសាស្ត្រ និងកែតម្រូវ គេអាចទទួលបានកម្ពស់មុខកាត់ផ្ទៃចុងក្រោយដែលបំពេញតម្រូវការការសិក្សាគណនាជាមួយនឹងទីតាំង cgs ជា concordance ឬជា unconcordance ។

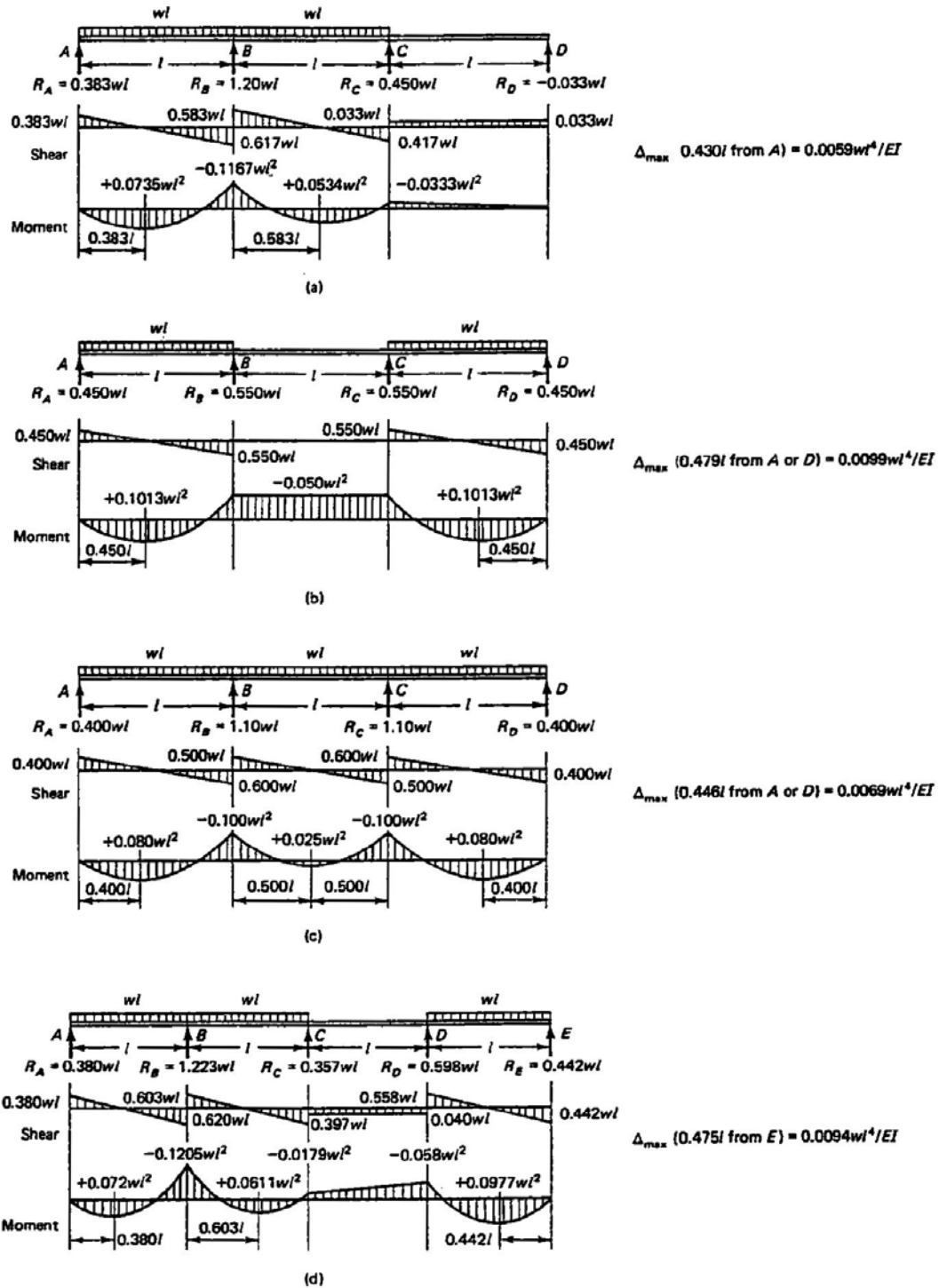
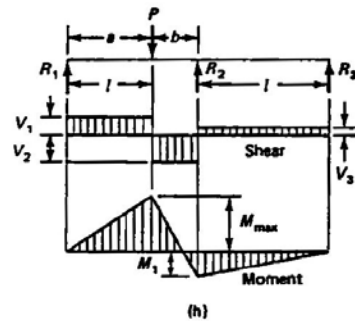
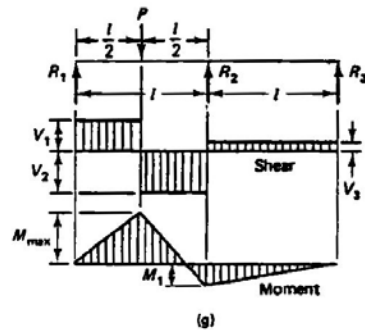
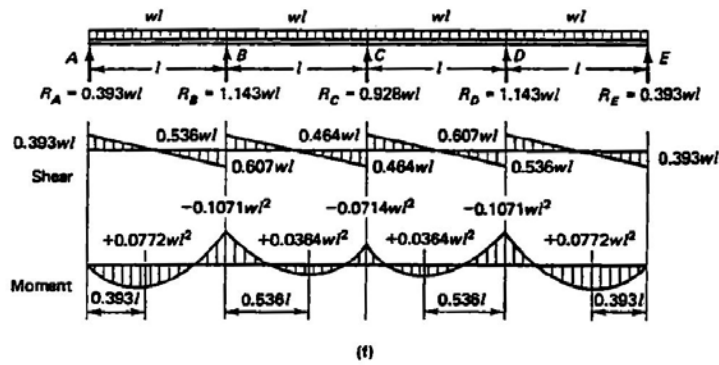
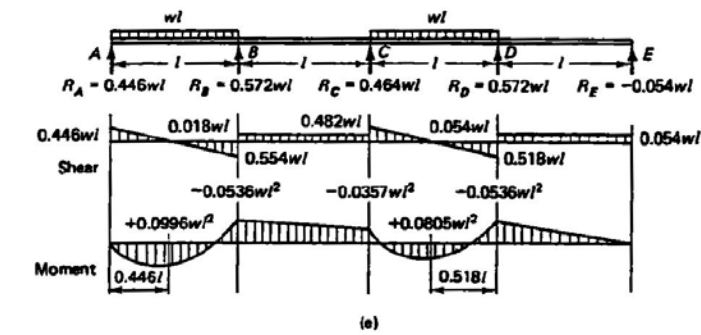


Figure 6.12 Bending moments and shear diagrams for continuous beams. (a) Continuous beam, three equal spans, one end span unloaded. (b) Continuous beam, three equal spans, end spans loaded. (c) Continuous beam, three equal spans, all spans loaded. (d) Continuous beam, four equal spans, third span unloaded. (e) Continuous beam, four equal spans, first and third spans loaded. (f) Continuous beam, four equal spans, all spans loaded. (g) Continuous beam, two equal spans, concentrated load at center of one span. (h) Continuous beam, two equal spans, concentrated load at any point.



$$\text{Total equivalent uniform load} = \frac{13}{8} P$$

$$R_1 = V_1 = \frac{13}{32} P$$

$$R_2 = V_2 + V_3 = \frac{11}{16} P$$

$$R_3 = V_3 = -\frac{3}{32} P$$

$$V_2 = \frac{19}{32} P$$

$$M_{\max} \text{ (at point of load)} = \frac{13}{64} Pl$$

$$M_1 \text{ (at support } R_2) = \frac{3}{32} Pl$$

$$\Delta_{\max} \text{ (0.480l from } R_1) = 0.015Pl^3/EI$$

$$R_1 = V_1 = \frac{Pb}{4l^3} [4l^2 - a(l+a)]$$

$$R_2 = V_2 + V_3 = \frac{Pa}{2l^3} [2l^2 + b(l+a)]$$

$$R_3 = V_3 = -\frac{Pab}{4l^3} (l+a)$$

$$V_2 = \frac{Pa}{4l^3} [4l^2 + b(l+a)]$$

$$M_{\max} \text{ (at point of load)} = \frac{Pab}{4l^3} [4l^2 - a(l+a)]$$

$$M_1 \text{ (at support } R_2) = \frac{Pa}{4l^3} [4l^2 - a(l+a)]$$

Figure 6.12 Continued

៦.៧. រេស៊ីស្តង់ ultimate និងស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់របស់ធ្នឹមជាប់

Ultimate Strength and Limit State at Failure of Continuous Beam

៦.៧.ក. ការពិចារណាទូទៅ (General Consideration)

Service-load design របស់ធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងជាប់សន្មតថាជាករណៈអេឡាស្ទិចរបស់សម្ភារៈឡើងទៅដល់ដែនកំណត់របស់ក្នុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាតរបស់បេតុងដោយសារបន្ទុកទាំងអស់ ។ ដែនកំណត់នៃក្នុងត្រាំងទាញនេះផ្អែកលើការអនុញ្ញាតអោយមានស្នាមប្រេះកំណត់ខ្លះបន្ទាប់ពីរង cracking load ដំបូង ដូចការកំណត់ដោយម៉ូឌុលដាច់របស់បេតុង ។ ដោយសារស្នាមប្រេះកាន់តែមានឥទ្ធិពលក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកលើស (overload) នោះកំហុចទ្រង់ទ្រាយប្លាស្ទិចខាងក្នុង (internal plastic deformation) នៅត្រង់តំបន់គ្រោះថ្នាក់ដែលមានម៉ូម៉ង់អតិបរមា ហើយការបែងចែកឡើងវិញជាលក្ខណៈប្លាស្ទិចនៃម៉ូម៉ង់អេឡាស្ទិចពីតំបន់ម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានទៅតំបន់ម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានត្រូវបានបង្កើតឡើង ។ នៅត្រង់ដំណាក់កាលរង overload នេះ ឬនៅក្រោយពេលនេះដែលឡើងទៅដល់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ (limit state at failure) សន្លាក់ប្លាស្ទិច (plastic hinge) កើតមាននៅត្រង់តំបន់ដែលមានក្នុងត្រាំងធំជាងគេនៅក្នុងធ្នឹមជាប់ ។

ការបែងចែកសរុប និងការកើតមានពេញលក្ខណៈរបស់ plastic hinge នៅត្រង់ទម្រង់ជាប់របស់ fully bonded prestressed beam ធ្វើអោយធ្នឹមក្លាយជាធ្នឹមកំណត់ដោយស្ថាទិច ដូចករណីដែល concordance របស់ tendon មានម៉ូម៉ង់សូន្យនៅត្រង់ទម្រង់ ។ តាមលក្ខណៈទ្រឹស្តី នៅក្នុងករណីនេះគេអាចចោល secondary moment M_2 ក្រោយពេលរង cracking load ដំបូង ។ ប៉ុន្តែ ការសន្មតបែបនេះអាចធ្វើអោយការសិក្សាគណនាគ្មានសុវត្ថិភាព លើកលែងតែគេសន្មត concordant tendon តាំងពីដំបូង រហូតដល់ការសិក្សាគណនាចប់ ហើយគេមិនអនុញ្ញាតអោយមានលក្ខខណ្ឌ overload ទេ ។ ប្រសិនបើមិនដូច្នោះទេ គេត្រូវពិចារណា secondary moment M_2 ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងរហូតដល់ស្ថានភាពកំណត់នៃ failure load ដោយប្រើមេគុណបន្ទុកស្មើនឹង 1.0 ។ ដោយពិចារណា secondary moment ដែលជាក់ស្តែង elastic deformation បង្កឡើងដោយ nonconcordant tendon ផ្លាស់ប្តូរបរិមាណរបស់ inelastic rotation ដែលត្រូវការដើម្បីបាននូវបរិមាណនៃការបែងចែកឡើងវិញ ។ ផ្ទុយមកវិញ សម្រាប់ធ្នឹមដែលមាន elastic rotational capacity បរិមាណម៉ូម៉ង់នៅត្រង់ទម្រង់ដែលអាចប្រែប្រួលត្រូវបានផ្លាស់ប្តូរដោយបរិមាណស្មើនឹង secondary moment នៅត្រង់ទម្រង់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។

ដើម្បីកំណត់ម៉ូម៉ង់ដែលត្រូវប្រើនៅក្នុងការសិក្សាគណនា គេបានណែនាំនូវជំហានខាងក្រោម៖

1. កំណត់ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរនៅត្រង់កម្រិតបន្ទុកមេគុណ ។
2. កែប្រែដោយធ្វើផលបូកនៃ secondary moment M_2 ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។

3. ធ្វើការបែងចែកឡើងវិញដូចការអនុញ្ញាត ។ Secondary moment វិជ្ជមាននៅត្រង់ទម្រង់ដែលបណ្តាលពីការបំបែក tendon ចុះក្រោមពី concordant profile នឹងកាត់បន្ថយម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមាននៅក្បែរទម្រង់ហើយបង្កើនម៉ូម៉ង់វិជ្ជមាននៅតំបន់កណ្តាលល្វែង ។ ដែកប្រេកុងត្រាំងដែលត្រូវបានបំបែកឡើងលើនឹងមានឥទ្ធិពលបញ្ជ្រាស ។

៦.៧.ខ. ការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ (Moment Redistribution)

Ultimate analysis និង ultimate design របស់អង្គតំបែកប្រេកុងត្រាំងអនុវត្តតាម strain limits approach ដែលពណ៌នាលំអិតនៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៤.១២.គ ។ គេអាចប្រើដែនកំណត់ net tensile strain សម្រាប់ compression-controlled section និង tensile-controlled section ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៤.៥ សម្រាប់មុខកាត់បែកប្រេកុងត្រាំង ។ គេជំនួសដែនកំណត់បរិមាណដែកអតិបរមាដែលប្រើនៅក្នុង code provision ដោយ 2002 ACI-318 Code ។ គេអាចហៅ net tensile strain សម្រាប់ tension-controlled section ជា reinforcement index ω_p ដែលប្រើនៅក្នុងសមីការ 4.38 b ដែល reinforcement index អតិបរមា

$$\left[\omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right]$$

មិនត្រូវធំជាង $0.24\beta_1$ សម្រាប់មុខកាត់ប្រេកុងត្រាំងដែលមាន limit inelastic moment redistribution factor $1000\varepsilon_1$ ។ សូមអានកថាខណ្ឌ ៤.១២.គ ឡើងវិញ សម្រាប់ការលំអិត ។

គេត្រូវចំណាំថាបរិមាណដែកប្រេកុងត្រាំងសរុប និងបរិមាណដែកធម្មតាសរុបត្រូវតែគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីទប់ទល់បន្ទុកមេគុណដែលស្មើនឹង 1.2 ដងនៃ cracking load ដែលកំណត់ដោយឈរលើ modulus of rupture f_r ។ ការផ្តល់អោយនៅក្នុង ACI 318 Code មិនត្រូវបានអនុញ្ញាតអោយប្រើសម្រាប់ (a) two-way unbonded post-tensioned slabs និង (b) flexural members ដែលមានរេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ និងរេស៊ីស្តង់ពត់បង្គោលអាចទប់ទល់នឹងពីរដងនៃបន្ទុកដែលបង្កអោយមាន cracking moment M_{cr} ។

៦.៨. Tendon Profile Envelope and Modifications

គេអាចសង់ envelop សម្រាប់កំណត់ភាពជាបឋមរបស់ដែកប្រេកុងត្រាំងសម្រាប់ផ្ទឹមជាប់តាមរបៀបដូចគ្នា និងអ្វីដែលរៀបរាប់នៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៤.៤.គ សម្រាប់ផ្ទឹមទម្រសាមញ្ញ ។ គេត្រូវកំណត់កម្លាំងទាញដែលការសិក្សាគណនាអនុញ្ញាតក្នុងការកំណត់ទីតាំងដែនកំណត់អតិបរមា និងដែនកំណត់អប្បបរមានៃ envelop ខាងលើ (top kern) និង envelop ខាងក្រោម (bottom kern) ។

Tendon profile នៅត្រង់ទម្រង់កណ្តាលមិនអាចមានកំពូលដូចដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ពិតប្រាកដទេ ដោយសារការពិចារណាក្នុងការសិក្សាគណនា និងការអនុវត្ត ។ ការពិចារណាទាំងនេះរួមបញ្ចូលទាំងទំហំនៃកំហុសបង់ដោយកកិតដែលកើនឡើងជាមួយនឹងការថយចុះនៃកាំកំណោង (radius of curvature), កម្រិតខ្ពស់នៃកុងត្រាំងប្រមូលផ្តុំសង្កត់ (compression stress concentration) ក្នុងករណីដែលមានការផ្លាស់ប្តូរ tendon ភ្លាមៗ និងភាពលំបាកបន្ថែមដែលកើតមាននៅក្នុង post-prestressing ។ ជាវិបាក គេគួរកែប្រែ tendon profile នៅត្រង់ទម្រង់ដើម្បីអោយមាន curvilinear transition នៅត្រង់តំបន់ទម្រង់ ។ ការកែតម្រូវនេះរួមមានការកែតម្រូវដ្យាក្រាម primary moment M_1 និងដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់សរុប M_3 ។

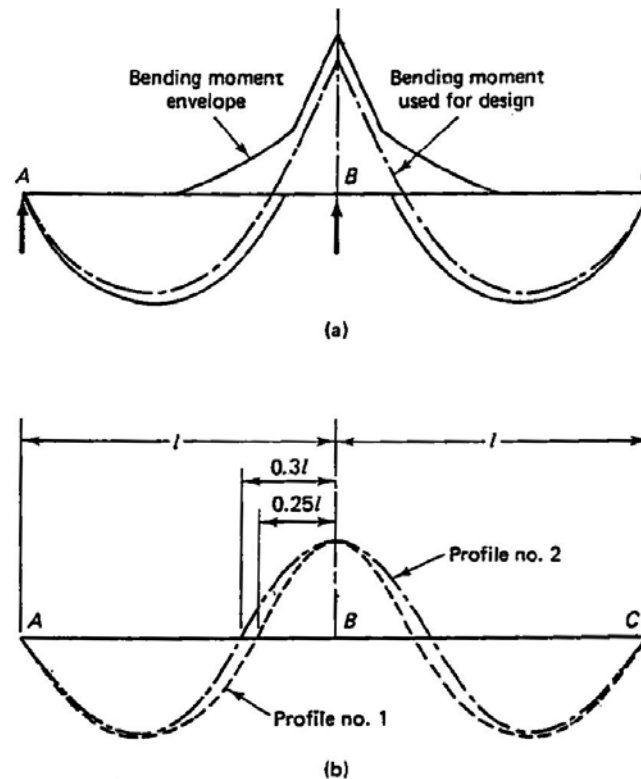


Figure 6.13 Tendon profile modification. (a) Bending moment diagram for continuous beam. (b) Tendon profile alternatives.

Typical tendon alternative profile ដែលមានចំណាកផ្ចិតខាងលើ និងចំណាកផ្ចិតខាងក្រោមស្មើគ្នានៅត្រង់មុខកាត់អតិបរមាត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.១៣ ដែល chain-dotted line អោយនូវម៉ូម៉ង់ពិតប្រាកដដែលប្រើនៅក្នុង service load design ។ ការជ្រើសរើស tendon profile គួរផ្អែកលើការពិចារណាខាងក្រោម៖

1. ចំណាកផ្ចិតគួរតែមានតម្លៃធំជាងតាមដែលអាចទៅបាននៅត្រង់ចំណុចដែលមានម៉ូម៉ង់ពិតប្រាកដនៅក្នុងស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ ។

2. ម៉ូម៉ង់ប្រកុងត្រាំងសរុបនៅត្រង់មុខកាត់ណាក៏ដោយគួរតែមានទំហំគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីទប់ទល់នឹងម៉ូម៉ង់ពត់មធ្យមដែលកើតពី service load នៅត្រង់មុខកាត់នោះ ។ ការពិសោធសម្រាប់លក្ខខណ្ឌនេះគួរតែឈរលើតម្លៃកុងត្រាំងប្រសើរជាងតម្លៃម៉ូម៉ង់ ដោយសារកម្លាំងប្រកុងត្រាំងបង្កអោយមានកុងត្រាំងតាមអ័ក្សក៏ដូចជាកុងត្រាំងម៉ូម៉ង់ពត់ ។
3. គេគួរជ្រើសរើស tendon profile alternative ដែលធ្វើអោយមានកំហាត់បង់ដោយការកកិតតូចបំផុត ។
4. គេចាំបាច់ត្រូវពិចារណា ultimate-load requirement នៅពេលជ្រើសរើស tendon profile ។ ការជ្រើសរើស tendon profile ដែលឈរលើតែ linear transformation និង concordance មិនគ្រប់គ្រាន់ទេ ដោយសារវាមិនអាចបំពេញទាំងស្រុងនូវតម្រូវការកុងត្រាំង service-load ឬតម្រូវការ ultimate-load នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង និងនៅត្រង់ទម្រ ។
5. ការថយចុះនៃចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់ទម្រកណ្តាលតាមរយៈការបំបែកប្រកុងត្រាំងបន្ថែមកាត់បន្ថយកុងត្រាំងសង្កត់ service-load និងអាចអនុញ្ញាតអោយមានម៉ូម៉ង់ដោយសារបន្ទុកអថេរបន្ថែមទៀត ដូចនេះធ្វើអោយមានបន្ទុកអថេរធំ ប្រសិនបើចំណាកផ្ចិតរបស់ profile នៅកណ្តាលល្វែង និងម៉ូម៉ង់ធ្វើអោយមានកុងត្រាំងបេតុងគ្រប់គ្រាន់ ។

៦.៩. ទីតាំងរបស់ដែកប្រកុងត្រាំង និង C-line នៅក្នុងផ្ទាំងជ្នីម

Tendon Profile Envelope and Modifications

ឧទាហរណ៍ ៦.៤: សិក្សាគណនា tendon profile នៅក្នុងផ្ទាំងនៃឧទាហរណ៍ ៤.៧ ដោយសន្មត់ផ្ទាំងនេះជាផ្ទាំងជ្នីមមានបីល្វែងដែលសង់មិនមានប្រើចន្លង ។ ល្វែងនីមួយៗរបស់ផ្ទាំងនេះមានប្រវែង 64 ft (19.5m) ដោយរងបន្ទុកអថេរពង្រាយស្មើ $W_L = 1,514 \text{ plf } (22.1 \text{ kN / m})$ ដោយគិតថា Post-tensioned prestressing tendon មានលក្ខណៈជាប់ និង fully grouted ។ គេមិនចាំបាច់គិតពីបម្រែបម្រួលកម្លាំងទាញដែលបណ្តាលពី friction losses នៅក្នុងកំណោង និងសន្មត់ថាកុងត្រាំងសរសៃរងការសង្កត់របស់បេតុងអនុញ្ញាតអតិបរមា $f_c = 0.45 f'_c = 2,250 \text{ psi } (15.5 \text{ MPa})$ នៅត្រង់សរសៃខាងលើបំផុតរបស់មុខកាត់សមាស នៅពេលដែលបន្ទុកអថេរធ្វើអំពើលើមុខកាត់ ។ ប្រើទទឹងប្រសិទ្ធភាពកែតម្រូវ (modified effective width) $b_m = 65 \text{ in. } (165 \text{ cm})$ សម្រាប់ស្ថាប័នការសង្កត់ដើម្បីគិតផលធៀបម៉ូឌុល (modulus ratio) នៃ topping នឹងបេតុងចាក់ស្រាប់ ។

ដំណោះស្រាយ:

1. បញ្ចូលទិន្នន័យពីឧទាហរណ៍ ៤.៧
 - (a) ទិន្នន័យទាក់ទងនឹងកុងត្រាំង

$$f'_c \text{ precast} = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}), \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_c \text{ topping} = 3,000 \text{ psi} (20.7 \text{ MPa}), \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 4,000 \text{ psi} (27.6 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{py} = 243,000 \text{ psi} (1,655 \text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 189,000 \text{ psi} (1,303 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 0.8(0.7 f_{pu}) = 151,000 \text{ psi} (1,043 \text{ MPa})$$

$$\gamma = 0.8$$

$$f_t \text{ កណ្តាលស្វែង} = 12\sqrt{f'_c} = 12\sqrt{5,000} = 849 \text{ psi} (5.85 \text{ MPa})$$

$$f_t \text{ ទីប្រជុំ} = 6\sqrt{f'_c} = 425 \text{ psi} (2.93 \text{ MPa})$$

(b) ទិន្នន័យទាក់ទងនឹងបន្ទុក

$$W_D = 583 \text{ plf} (8.5 \text{ kN} / \text{m})$$

$$W_{SD} = (1\frac{3}{4} / 12) \times 7 \text{ ft} \times 150 = 153 \text{ plf} (2.2 \text{ kN} / \text{m}) \text{ សម្រាប់កម្រាលថ្នាក់ស្រាប់កម្រាស់}$$

$$1\frac{3}{4} \text{ in.}$$

$$W_{CSD} = (4 / 12) \times 7 \text{ ft} \times 150 = 350 \text{ plf} (5.1 \text{ kN} / \text{m}) \text{ សម្រាប់ situ-cast topping}$$

$$\text{កម្រាស់ } 4 \text{ in.}$$

$$W_L = 1,541 \text{ plf} (22.1 \text{ kN} / \text{m}) \text{ (ផែនទីទទួលបានពី } M_L = 9,300,000 \text{ in.} - \text{lb} \text{)}$$

$$\text{ប្រវែងស្វែង} = 64 \text{ ft} (19.5 \text{ mm})$$

(c) លក្ខណៈមុខកាត់

AASHTO Type III

Property	Precast	Composite
$A_c, \text{ in.}^2$	560	934
$I_c, \text{ in.}^4$	125,390	297,045
$r^2, \text{ in.}^2$	223.9	318.1
$c_b, \text{ in.}$	20.27	31.32
$c_r, \text{ in.}$	24.73	13.86
$S_b, \text{ in.}^3$	6,186	9,490
$S'_r, \text{ in.}^3$	5,070	21,174
$S_{cbs}, \text{ in.}^3$ (bottom of slab)		19,251
$S'_{cs}, \text{ in.}^3$ (top of slab)		15,288

$$n = E_c(\text{topping}) / E_c(\text{precast}) = 0.77$$

$$h_{\text{precast}} = 45 \text{ in. (114.3 cm)}$$

$$b_{\text{transformed}} = 65 \text{ in. (165 cm)}$$

$$h_f \text{ situ-cast} = 5.75 \text{ in. (14.6 cm)}$$

(d) ដៃកប្រែកុងត្រាំង

7 wire low-relaxation strands អង្កត់ផ្ចិត $\frac{1}{2} \text{ in. (12.7 mm)}$ ចំនួន 22

$$A_{ps} = 22 \times 0.153 = 3.366 \text{ in}^2 (21.7 \text{ cm}^2)$$

2. សន្មតទីតាំង tendon profile សាកល្បងដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.១៤

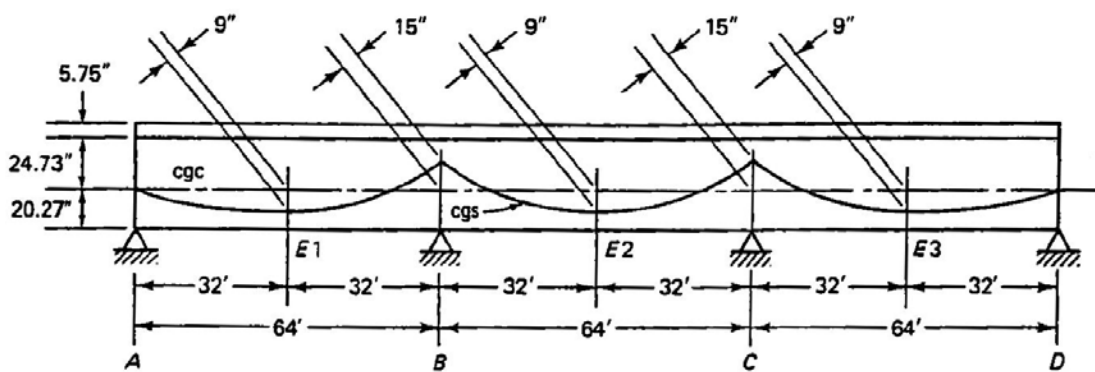


Figure 6.14 Trial profile of the prestressing tendon.

កម្លាំងប្រែកុងត្រាំងក្រោយពេលខាតបង់គឺ

$$P_e = 3,366 \times 151,200 = 508,940 \text{ lb (2,264 kN)}$$

នៅពេលដែល primary moment នៅត្រង់ទីប្រមូល B គឺ

$$M_B = P_e \times e_B = 508,940 \times 15 = 7.63 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb (862} \cdot 10^3 \text{ N.m)}$$

Primary moment នៅត្រង់កណ្តាលស្វែង E_1 គឺ

$$M_{E1} = 508,940 \times 9 = 4.58 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ដើម្បីភាពងាយស្រួល, tangential deviation ដែលប្រើសម្រាប់គណនា Δ_B គឺឈរលើការសន្មតបន្ទាត់ប៉ះទៅនឹងខ្សែកោងអេឡាស្ទិចនៅត្រង់ B ជាបន្ទាត់ដេក ។

គិតម៉ូម៉ង់នៃក្រឡាផ្ទៃធ្វើបច្ចុប្បន្ន A នៅក្នុងរូបទី ៦.១៥ យើងបាន

$$\begin{aligned} E_c I_c \Delta_B &= E_c I_c \Delta_c = \left[\left(\frac{7.63}{2} + 4.58 \right) 10^6 \times \frac{64 \times 2}{3} \right] \times \frac{64}{2} \times 144 - \left[\frac{7.63 \cdot 10^6 \times 64}{2} \right] \times \frac{64 \times 2}{3} \times 144 \\ &= 15.0 \cdot 10^{10} \text{ in.} - \text{lb} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{ដូច្នេះ } E_c I_c \Delta_B &= (R_A \times 64 \times 12) \left(\frac{64 \times 12}{2} \right) \left(\frac{64 \times 12 \times 12}{3} \right) \\ &= 151 \cdot 10^6 R_B \text{ in.} - \text{lb} \end{aligned}$$

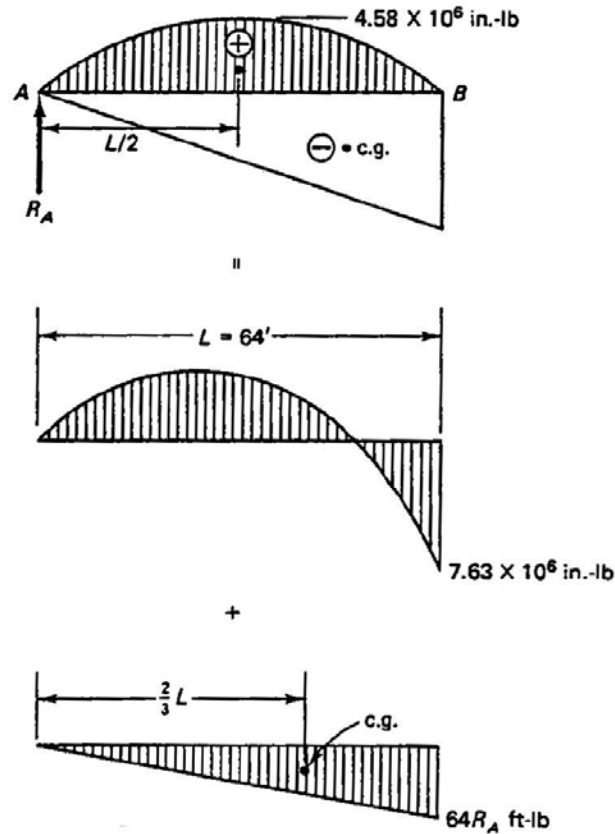


Figure 6.15 Computation of displacement by taking moments of area about support A.

$$R_A = R_D = \frac{15.0 \times 10^{10}}{151 \cdot 10^6} = 994 \text{ lb } \uparrow \quad (\text{សម្រាប់ការគណនាដែលមានលក្ខណៈសុក្រិត} = 798 \text{ lb})$$

Secondary moment នៅត្រង់ទម្រង់ B គឺ

$$R_A \times 64 \times 12 = 994 \times 64 \times 12 = 0.76 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ម៉ូម៉ង់សរុបនៅត្រង់ទម្រង់ B ដែលបណ្តាលតែពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រង់គឺ

$$M_3 \text{ ត្រង់ទម្រង់} = (7.63 + 0.76) 10^6 = 8.39 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} \quad (\text{មើលរូបទី ៦.១៦})$$

ចំណាកផ្ចិតរបស់ C-line គឺ

$$e'_B = -\frac{8.39 \cdot 10^6}{508,940} = -16.49 \text{ in.} (41.9 \text{ cm})$$

(គេគិតចំណាកផ្ចិត e' របស់ C-line មានតម្លៃអវិជ្ជមាននៅពេលដែលវានៅពីលើអ័ក្សណឺតដើម្បី

អនុលោមតាមសមីការ 6.3 a និង b) ។

ម៉ូម៉ង់សរុបនៅត្រង់កណ្តាលស្វែង E_1 , E_2 និង E_3 ដែលបណ្តាលតែពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងគឺ

$$M_3 \text{ នៅកណ្តាលស្វែង} = (4.48 - 0.38)10^6 = 4.20 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$$

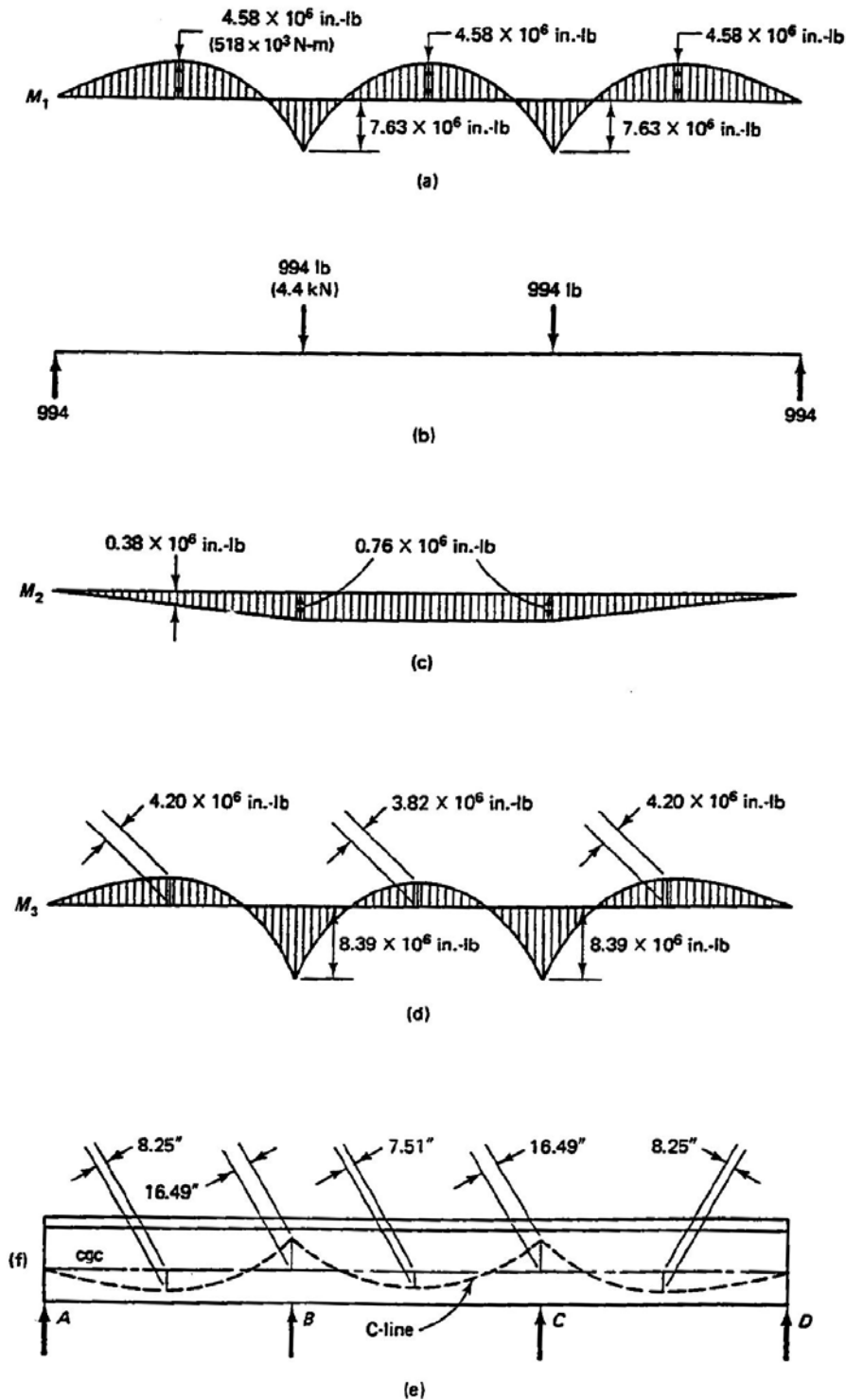


Figure 6.16 Tendon C-line profile in continuous beam of Example 6.4.

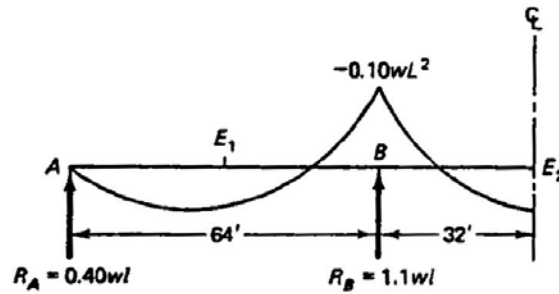


Figure 6.17 Moment diagram due to external load.

ហើយ ចំណាកផ្ចិតរបស់ C-line គឺ

$$e'_{E1} = + \frac{4.20 \cdot 10^6}{508,940} = +8.25 \text{ in. (21.0 cm)}$$

3. កុងត្រាំងសរសៃបេតុងដែលបណ្តាលពីប្រែកុងត្រាំង និងបន្ទុកផ្ទាល់ខ្លួន (583 plf)

ដោយប្រើមេគុណម៉ូម៉ង់ និងមេគុណកម្លាំងប្រតិកម្មពីរូបទី ៦.១២ យើងបាន

$$M_D \text{ នៅត្រង់ } B = M_{B1} = 0.10 \times 583(64)^2 \times 12 = 2.87 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} \quad (\text{មើលរូបទី ៦.១៧})$$

$$P_e = A_{ps} f_{pe} = 3.366 \times 151,200 = 508,940 \text{ lb}$$

$$M_D \text{ នៅត្រង់ } E_1 = 2.12 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} \quad (+ M_{\max} \text{ មិនស្ថិតនៅកណ្តាលល្វែង ដូចនេះគណនា}$$

$$M_{E1} \text{ ពីក្រឡាផ្ទៃរបស់ដ្យាក្រាមកម្លាំងកាត់})$$

$$R_B \text{ net} = 1.1W \uparrow - 994 = 1.1 \times 584 \times 64 - 994 = 40,048 \text{ lb}$$

ម៉ូម៉ង់សរុបនៅត្រង់ទម្រង់ B ដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រែកុងត្រាំង និងបន្ទុកផ្ទាល់គឺ

$$\begin{aligned} M_4 &= M_3 - 2.87 \cdot 10^6 = (8.39 - 2.87)10^6 \\ &= 5.52 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (624 \cdot 10^3 \text{ N.m}) \end{aligned}$$

(i) មុខកាត់ទម្រង់ B ឬ C

ដំណើរការសាងសង់នៅក្នុងដំណាក់កាលនេះពាក់ព័ន្ធនឹងការដំឡើងផ្ទាំងអក្សរ I ដែលចាក់ស្រាប់ និងផ្តល់កម្លាំងប្រែកុងត្រាំងអោយវា។ កុងត្រាំងសរសៃដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែកុងត្រាំង និងបន្ទុកផ្ទាល់ពីសមីការ 6.5 a និង b គឺមានដូចខាងក្រោម

$$\begin{aligned} f_1^t &= -\frac{P_e}{A_c} - \frac{M_4}{S^t} = -\frac{508,940}{560} - \frac{5.52 \times 10^6}{5,070} = -908.8 - 1,088.8 \\ &= -1997.6 \text{ psi (C)} (13.8 \text{ MPa}) < 2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \\ f_{1b} &= -\frac{P_e}{A_c} - \frac{M_4}{S_b} = -\frac{508,940}{560} + \frac{5.52 \times 10^6}{6,186} = -908.8 + 892.3 \\ &= -16.5 \text{ psi (C)}. \quad \text{មិនមានរងការទាញ O.K.} \end{aligned}$$

ម្យ៉ាងវិញទៀត គេអាចគណនាក្នុងត្រង់សរសៃបេតុងនៅត្រង់ទម្រង់មីការ 4.1 a និង b ឬសមីការ 6.4 a និង b ដោយប្រើចំណាកផ្ចិត C-line $e'_e = -16.49in$. ។ យើងទទួល

$$\begin{aligned} f_1^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e'_e c_t}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{508,940}{560} \left(1 + \frac{16.49 \times 24.73}{223.9} \right) + \frac{2.87 \cdot 10^6}{5,070} \\ &= -2,564.1 + 566.1 = -1,998 \text{ psi}(C) (13.8 \text{ MPa}) \\ &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e'_e c_b}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S_b} \\ &= -\frac{508,940}{560} \left(1 - \frac{16.49 \times 20.27}{223.91} \right) - \frac{2.87 \cdot 10^6}{6,186} \\ &= +447.9 - 463.9 = -16.0 \text{ psi}(C) \end{aligned}$$

(ii) កណ្តាលស្វែងខាងក្រៅ E_1

ចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់កណ្តាលស្វែងគឺ $e'_{E1} = +8.25in$. ។ ដូចនេះ

$$\begin{aligned} f_1^t &= -\frac{P_e}{A_c} + \frac{M_4}{S^t} \\ f_{1b} &= -\frac{P_e}{A_c} - \frac{M_4}{S_b} \end{aligned}$$

ម៉ូម៉ង់សរុប M_4 នៅត្រង់ $E_1 = (4.20 - 2.12)10^6 = 2.08 \cdot 10^6 in \cdot lb$

$$\begin{aligned} f_1^t &= -\frac{P_e}{A_c} + \frac{M_4}{S^t} = -\frac{508,940}{560} + \frac{2.08 \cdot 10^6}{5,070} \\ &= -908.8 + 410.3 = -498.5 \text{ psi}(C) (3.4 \text{ MPa}) \quad \text{O.K.} \\ f_{1b} &= -908.8 - \frac{2.08 \cdot 10^6}{6,186} = -1,245 \text{ psi}(C) (8.6 \text{ MPa}) \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

រូបទី ៦.១៦ អោយតម្លៃម៉ូម៉ង់ ចំណាកផ្ចិត និងរាងធរណីមាត្ររបស់ C-line នៃផ្ចឹមជាប់នៅ

ក្នុងឧទាហរណ៍នេះ ។

4. ឥទ្ធិពលនៃការបន្ថែម superimposed dead load នៅលើមុខកាត់ទម្រង់ B និង C

នៅដំណាក់កាលនៃដំណើរការសាងសង់នេះ គេដំឡើងកម្រាលចាក់ស្រាប់ (W_{SD}) កម្រាស់ $1\frac{3}{4}in$.

បន្ទាប់មកចាក់បេតុង (W_{SD}) កម្រាស់ $4in$. ។ ដូចនេះ $W_{SD} = 153 + 350 = 503 \text{ plf} (7.3 \text{ kN/m})$ ។ ម៉ូម៉ង់ទម្រង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរបន្ថែម (superimposed load) គឺ

$$M_{B2} = 0.1wl^2 = 0.1 \times 503(64)^2 \times 12 = -2.47 \times 10^6 in \cdot lb$$

ហើយ

$$f_2^t = -\frac{P_e}{A_c} - \frac{M_5}{S^t}$$

$$f_{2b} = -\frac{P_e}{A_c} + \frac{M_5}{S_b}$$

$$M_5 = (M_4 - 2.47 \cdot 10^6) \text{ in.} - lb = 3.05 \cdot 10^6 \text{ in.} - lb$$

ដូចនេះ $f_2^t = -908.8 - \frac{3.05 \cdot 10^6}{5,070} = -1,510.4 \text{ psi}(C)$

$$f_{2b} = -908.8 + \frac{3.05 \cdot 10^6}{6,186} = -415.8 \text{ psi}(C)$$

5. ឥទ្ធិពលនៃការបន្ថែម superimposed live load នៅលើមុខកាត់ទម្រង់ B និង C

ក្រោយពេលបេតុងកកើនដែលផ្តល់នូវ composite action ពេញលេញសម្រាប់ទ្រ service live load សរុប ម៉ូឌុលមុខកាត់សម្រាប់ផ្ទៃកាត់ស្រាប់ក្លាយជា

$$S_c^t = 21,714 \text{ in.}^3$$

និង $S_{cb} = 9,490 \text{ in.}^3$

ការបន្សំបន្ទុកដែលធ្វើអោយមានលក្ខខណ្ឌក្នុងត្រាំងធំគឺនៅពេលបន្ទុកធ្វើអំពើតែនៅលើល្វែងពីរក្បែរគ្នា AB និង BC ។ យើងមាន

$$W_L = 1,514 \text{ plf} (22.1 \text{ kN} / \text{m})$$

ដោយរួមបញ្ចូលទាំង W_{CSD} ។ ពីរូបទី ៦.១២ ម៉ូឌុលត្រង់ទម្រង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរនៅលើល្វែងពីរក្បែរគ្នាគឺ

$$M_{B3} = 0.1167 W_L l^2 = 0.1167 \times 1,514 (64)^2 \times 12 = -8.68 \times 10^6 \text{ in.} - lb$$

ម៉ូឌុលបន្ទុកអថេរបង្កអោយមានក្នុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងលើ និងក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅសរសៃខាងក្រោមរបស់មុខកាត់ត្រង់ទម្រង់ ។ ក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងសរុបនៅក្នុងមុខកាត់ប្រកុងត្រាំងនៅត្រង់ទម្រង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទាំងអស់ក្លាយជា

$$f_T^t = f_2^t + \frac{M_{B3}}{S_c^t}$$

និង $f_{bT} = f_{2b} - \frac{M_{B3}}{S_{cb}}$

ដូចនេះ $f_T^t = -1,510.4 + \frac{8.68 \cdot 10^6}{21,714}$
 $\cong -1,111 \text{ psi}(C) (7.7 \text{ MPa}) < 2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$

$$f_{bT} = -414.3 - \frac{8.68 \cdot 10^6}{9,490} = -1,329 \text{ psi} (9.2 \text{ MPa}) < 2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

Alternative one-step solution ដែលប្រើសមីការ 4.19a និង b

$$f_T^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} - \frac{M_{CSD} + M_L}{S_c^t}, \text{ ដែល } S_c^t \text{ នៅផ្នែកខាងលើរបស់}$$

មុខកាត់កាត់ស្រាប់

$$f_{bT} = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} + \frac{M_{CSD} + M_L}{S_{cb}}$$

ដែល $e = e'_B = M_3 / P_e$ និង M_{CSD} ម៉ូម៉ង់ដែលកើតពី superimposed dead load បន្ថែមក្រោយពេលសាងសង់ ហើយត្រូវបានសន្មត់អោយស្មើសូន្យនៅទីនេះ ។

ចំណាកផ្ចិតរបស់ C-line គឺ $e'_B = M_3 / P_e = -8.39 \cdot 10^6 / 508,940 = 16.49 \text{ in. (41.9 cm)}$ ។ ហើយម៉ូម៉ង់ត្រង់ទម្រ ដោយប្រើសញ្ញាសមស្របគឺ

$$M_D = -2.87 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{SD} = -2.47 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ហើយ $M_L = -8.68 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ (ដោយរួមបញ្ចូលទាំង M_{CSD})

ដូចនេះ នៅត្រង់ផ្នែកខាងលើរបស់មុខកាត់ថាក់ស្រាប់

$$\begin{aligned} f_T^t &= -\frac{508,940}{560} \left[1 - \frac{(-16.49) \times 24.73}{223.91} \right] + \frac{(2.87 + 2.47)10^6}{5,070} + \frac{8.68 \cdot 10^6}{21,714} \\ &= -2,560 + 1,053.2 + 399.7 = -1,111 \text{ psi (C)} \\ f_{bT} &= -\frac{508,940}{560} \left[1 + \frac{(-16.49) \times 20.27}{223.91} \right] - \frac{(2.87 + 2.47)10^6}{6,186} - \frac{8.68 \cdot 10^6}{9,490} \\ &= +447.9 - 863.2 - 914.6 \\ &= -1,330 \text{ psi (C)} (9.2 \text{ MPa}) < 2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ក្នុងត្រាំងនៃសរសៃខាងលើ និងសរសៃខាងក្រោមរបស់កម្រាលថាក់នៅនឹងកន្លែងកម្រាស់ 4in.

ពិសមីការ 4.20a និង b ក្នុងត្រាំងអតិបរមានៅសរសៃខាងលើ និងខាងក្រោមនៅលើ composite slab នៅត្រូវមុខកាត់ទម្រត្រូវបានគណនាដោយប្រើម៉ូឌុលមុខកាត់ S_{CS}^t និង S_{bCS} ដែល

$$f_{CS}^t = +\frac{M_L}{S_{CS}^t} \times \text{modular ratio } n = 0.77$$

$$f_{bCS} = +\frac{M_L}{S_{bCS}} \times n$$

ដូចនេះ $f_{CS}^t = \frac{8.68 \cdot 10^6}{15,288} \times 0.77 \cong +437 \text{ psi (T)} (3 \text{ MPa}) < 849 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$

$$f_{bCS} = \frac{8.68 \cdot 10^6}{19,251} \times 0.77 \cong 347 \text{ psi (T)} (3.4 \text{ MPa})$$

ការធ្វើតម្រូវផល (superposition) នៃក្នុងត្រាំងទាញនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមរបស់កម្រាល និងក្នុងត្រាំងសង្កត់ $-1,111 \text{ psi}$ នៅត្រង់សរសៃខាងលើបំផុតរបស់មុខកាត់ប្រែក្នុងត្រាំងអាចអោយលទ្ធផលជាក្នុងត្រាំងសង្កត់សុទ្ធ (net compressive stress) នៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមរបស់កម្រាលខណ្ឌ $= -1,111 + 347 = -764 \text{ psi}$ ។

ក្នុងត្រាំងនៅសរសៃខាងក្រោមបំផុតរបស់មុខកាត់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅត្រង់ទម្រ B ឬ C គឺ

$$f_{bT} = -414.3 - \frac{8.68 \cdot 10^6}{9,490} \cong -1,329 \text{ psi} (9.2 \text{ MPa})$$

ការពង្រាយកុងត្រាំងចុងក្រោយត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.១៨ ។

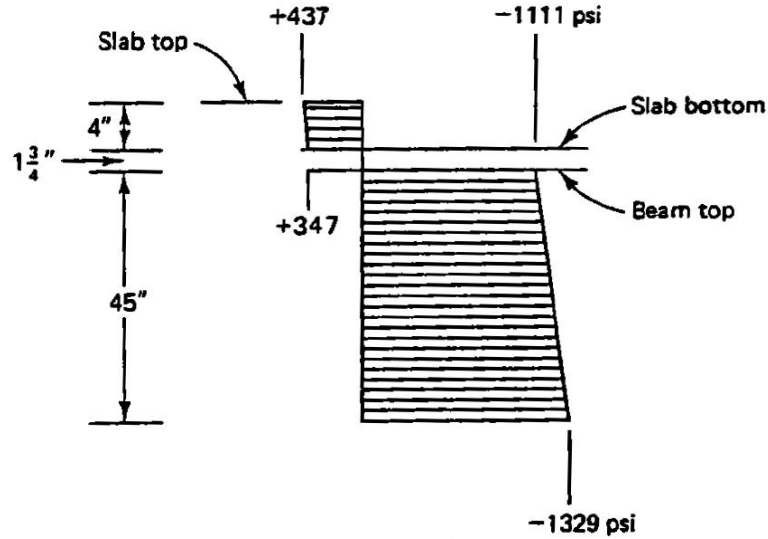


Figure 6.18 Stress distribution in the concrete at service load.

ចំណាំថា កុងត្រាំងសរសៃបេតុងមានតម្លៃតូចជាងកុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាក្រោមអំពើ service load ខ្លាំងណាស់ សម្រាប់បន្ទុកអថេរដូចគ្នា និងល្វែងដែលទ្រដោយទម្រសាមញ្ញនៃឧទាហរណ៍ ៤.៧ ។ ដូចនេះ tendon profile ជាប់ដែលបានជ្រើសរើសមិនមែនជា profile ដែលមានប្រសិទ្ធភាពជាងគេក្នុងឧទាហរណ៍នេះទេ ដោយសារ superimposed live load មានតម្លៃដូចគ្នាក្នុងករណីទាំងពីរ ហើយគេប្រើមុខកាត់តែមួយតាមបណ្តោយល្វែងទាំងអស់ ។ ឧទាហរណ៍ ៦.៥ បង្ហាញពីការបំប្លែងដែលគួរអោយពេញចិត្តជាងគេ ។

6. ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ (limit state at failure)

(a) កម្រិតនៃភាពស្មិតសម្រាប់ការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ (Degree of ductility for moment redistribution)

$$h = 45 + 5.75 = 50.75 \text{ in.}$$

$$d = 50.75 - (1.5 - 0.5 \text{ for stirrup} + 0.25) \cong 48.5 \text{ in.}$$

$$d_p \text{ support} = c_b + e_B = 20.27 + 16.49 \text{ ពីសរសៃខាងក្រោម} \\ = 36.76 \text{ in.} (93.4 \text{ cm})$$

ដោយសារទទឹងរបស់ស្នាបរងការសង្កត់នៅត្រង់ទម្រ $b = 22 \text{ in.}$ សាកល្បងដៃកម្មតា 2#4 ជាដៃកងការសង្កត់ និងដៃក 4#4 នៅត្រង់តំបន់រងការទាញ ។ យើងបាន

$$\omega' = \frac{A'_s f_y}{b d f'_c} = \frac{2 \times 0.20}{22 \times 48.5} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.0045$$

$$\omega = \frac{4 \times 0.2}{22 \times 48.5} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.0090$$

$$\omega_p = \frac{A_{ps} f_{ps}}{b d_p f'_c} = \frac{3,366 \times 240,000}{22 \times 36.76 \times 5,000} = 0.20$$

$$\beta_1 = 0.80 \text{ សម្រាប់បេតុងដែលមានរេស៊ីស្តង់ 5,000 psi}$$

$$\frac{d}{d_p}(\omega - \omega') = \frac{48.5}{35.27}(0.0090 - 0.0045) = 0.0062$$

$$\omega_p + \frac{d}{d_p}(\omega - \omega') = 0.02 + 0.0062 = 0.2062$$

$$24\beta_1 = 0.24 \times 0.80 = 0.19 < 0.2026 \text{ នៅត្រង់ទម្រង់}$$

ដូចនេះ បម្រែបម្រួលរាងធ្មៀប ε_t តូចជាង 0.0075 ដែលមិនគិតនូវការអនុវត្តនៃការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញ។ ប៉ុន្តែ គេអាចប្រើការសាកល្បងដែលប្រើ $1000\varepsilon_t\%$ សម្រាប់មេគុណបែងចែកឡើងវិញសម្រាប់បែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញនៅក្នុងករណីនេះ។ សម្រាប់ ω_T អនុញ្ញាតអតិបរមា, $0.36\beta_1 = 0.36 \times 0.80 = 0.45 > 0.2064$, O.K ។

ម្យ៉ាងវិញទៀត តាម ACI Cod, $c/d_t = a/\beta_1 d_t = 8.9/(0.80 \times 48.5) = 0.232 < 0.375$ ។ ដូចនេះ ផ្ទឹមស្ថិតនៅតំបន់ទាញនៃរូបទី ៤.៤៥ ហើយបរិមាណដែកមិនលើសបរិមាណដែកអនុញ្ញាតអតិបរមាដែលមេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ $\phi = 0.90$ សម្រាប់កំណត់ design moment M_u ដូចនេះដែកដែលបានជ្រើសរើសគឺទទួលយកបាន។

(b) ការបំប្លែងម្លូម៉ង់ពត់ (flexural moment modification)

គេណែនាំអោយអនុវត្តការបំប្លែងនៃការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញដាច់ដោយឡែកពីគ្នារវាងបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរ ដោយសារតែត្រូវពិចារណាលើការដាក់បន្ទុកលើល្វែងដែលមានលក្ខណៈឆ្លាស់ដើម្បីទទួលបានលក្ខខណ្ឌនៃការដាក់បន្ទុកគ្រោះថ្នាក់បំផុត នៅពេលដែលបន្ទុកថេរធ្វើអំពើលើល្វែងទាំងអស់ក្នុងពេលតែមួយ។ ដោយសារមិនមានការបែងចែកម្លូម៉ង់កើតឡើងនៅទីនេះ ម្លូម៉ង់អេឡាស្ទិចនៅត្រង់ទម្រង់គឺ

$$M_D + M_{SD} = (2.87 + 2.47)10^6 = 5.34 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

និង $M_L = 8.68 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$

(c) រេស៊ីស្តង់ម្លូម៉ង់ធម្មតា (nominal moment strength)

ម្លូម៉ង់មេគុណ M_u នៅត្រង់ទម្រង់គឺ

$$1.2 \times 5.34 \cdot 10^6 + 1.6 \times 8.68 \cdot 10^6 = 20.3 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ពីជំហានទី២, elastic secondary moment មេគុណដែលកើតមានដោយកម្លាំងប្រតិកម្មដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង (ដែលប្រើមេគុណបន្ទុកស្មើ 1.0 ដូចការសន្មតរបស់ ACI Code) គឺ $M_2 = 0.76 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$ ហើយម៉ូម៉ង់មេគុណសរុប $M_u = (22.23 - 0.76) \cdot 10^6 = 21.47 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$ (2.42 kN.m) ។ ដូចគ្នា រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ធម្មតាដែលត្រូវការ $M_n = M_u / \phi = 21.47 \cdot 10^6 / 0.9 = 23.86 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$ (2.70 kN.m) ។ ប្រសិនបើ A'_s yield, $f_y = f'_s = 60,000 \text{ psi}$, ទទឹង b នៅខាងក្រោម $= 22 \text{ in.}$ ។ ដូចនេះ

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A'_s f_y}{0.85 f'_c b}$$

$$= \frac{3.66 \times 240,000 + 0.8 \times 60,000 - 0.4 \times 60,000}{0.85 \times 5,000 \times 22}$$

$$= 8.90 \text{ in.} (22.6 \text{ cm})$$

កម្ពស់របស់ស្លាបរហូតដល់មុខកាត់ទ្រនុងដែលមានកម្រាស់ 7 in. នៅត្រង់ទម្រង់

$$7 + 7.5 / 2 = 10.8 \text{ in.} > 8.90 \text{ in.}$$

អ័ក្សលើតស្ថិតនៅក្នុងស្លាប ហើយមុខកាត់ធ្វើការដូចជាមុខកាត់ធុតុកោណ ។

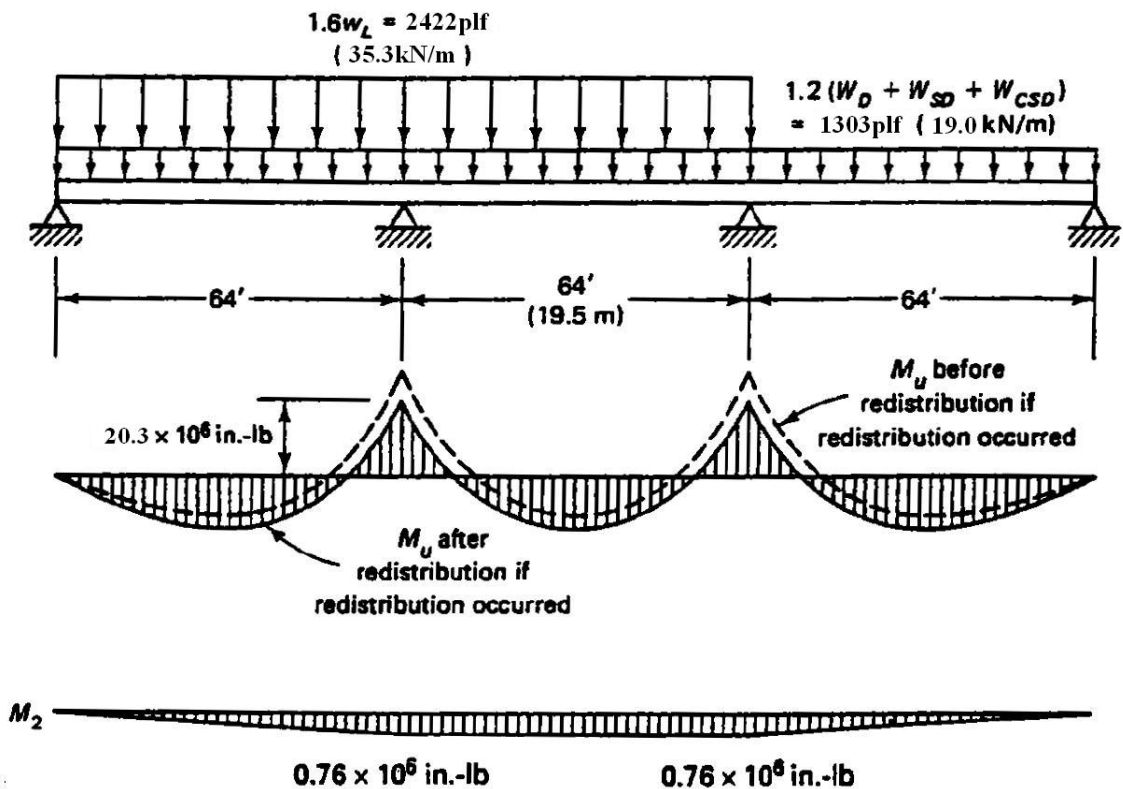


Figure 6.19 Loading and factored moment in Example 6.4.

ពិសមីការ 4.44

$$\begin{aligned}
 M_n \text{ ដែលអាចមាន} &= A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) + A'_s f_y \left(\frac{a}{2} - d' \right) \\
 &= 3.366 \times 240,000 \left(36.76 - \frac{8.90}{2} \right) + 0.80 \times 60,000 \left(48.5 - \frac{8.9}{2} \right) \\
 &\quad + 0.40 \times 60,000 \left(\frac{8.9}{2} - 3 \right) \\
 &= 28.25 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (3.19 \cdot 10^3 \text{ kN.m}) > 21.71 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}
 \end{aligned}$$

ដូចនេះ មុខកាត់មានសុវត្ថិភាពប៉ុន្តែមិនមានប្រសិទ្ធភាព ។ រូបទី ៦.១៩ បង្ហាញពីការបែងចែកបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់ ។

ជាសង្ខេប មុខកាត់នេះមិនមានប្រសិទ្ធភាពទេ ទាំងក្រោមអំពើ service load ឬក្រោមអំពើ ultimate load ។ គេអាចធ្វើការផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon ឬដំឡើងប្រវែងល្ងែង ឬក៏អនុញ្ញាតអោយរងបន្ទុកអថេរធំជាងជាមួយនឹងចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon ថ្មី ។

៦.១០. ការបំប្លែងដែកប្រេកុងត្រាំងដើម្បីប្រើគុណប្រយោជន៍នៃភាពជាប់

Tendon Transformation to Utilize Advantages of Continuity

ឧទាហរណ៍ ៦.៥: គេអាចដំឡើង superimposed live load W_L នៅលើល្ងែងដែលមានប្រវែង 64 ft (19.8m) យ៉ាងតិច 50% ពីការបំប្លែងដែកប្រេកុងត្រាំងតាមលក្ខណៈសមាមាត្រ (linearly transform the prestressing tendon) នៅក្នុងផ្ទៃប្រេកុងត្រាំងជាប់នៃឧទាហរណ៍ ៦.៤ ។

ដំណោះស្រាយ:

1. ការបំប្លែង tendon

ចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon នៅត្រង់ទីក្រប B នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៤ បង្កើតបានក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅសរសៃខាងលើរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទាំងអស់គឺ 1,111psi . និងមានតម្លៃស្មើនឹង 1,329psi នៅសរសៃខាងក្រោម ។ ក្នុងត្រាំងទាំងនេះតូចជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមា $f_c = -2,250 \text{ psi}$ ។ ដូចនេះ ផ្ទៃអាចទ្របានបន្ទុកធំជាងនេះ ប្រសិនបើគេប្រើលទ្ធភាពក្នុងត្រាំងសង្កត់របស់បេតុង ។ ដើម្បីអនុញ្ញាតអោយផ្ទៃអាចទ្របន្ទុកអថេរច្រើនជាង គេត្រូវការបង្កើតក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមរបស់មុខកាត់កណ្តាលល្ងែងអោយមានតម្លៃធំជាងនេះតាមរយៈការបង្កើតចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon ។

ដូចនេះសន្មតថា tendon ត្រូវបានបំប្លែងតាមលក្ខណៈសមាមាត្រពេញល្ងែងទាំងមូល ដោយមាន $e_B = e_C = 11.5 \text{ in.} (29.2 \text{ cm})$ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២០ ។ បន្ទាប់មក ការបំប្លែងចម្ងាយបញ្ឈរ $= 16.5 - 11.5 = 5 \text{ in.} (12.5 \text{ cm})$, ចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលល្ងែង $e_{E1} = 8.25 + 5 = 13.25 \text{ in.} (34 \text{ cm})$ ហើយ primary

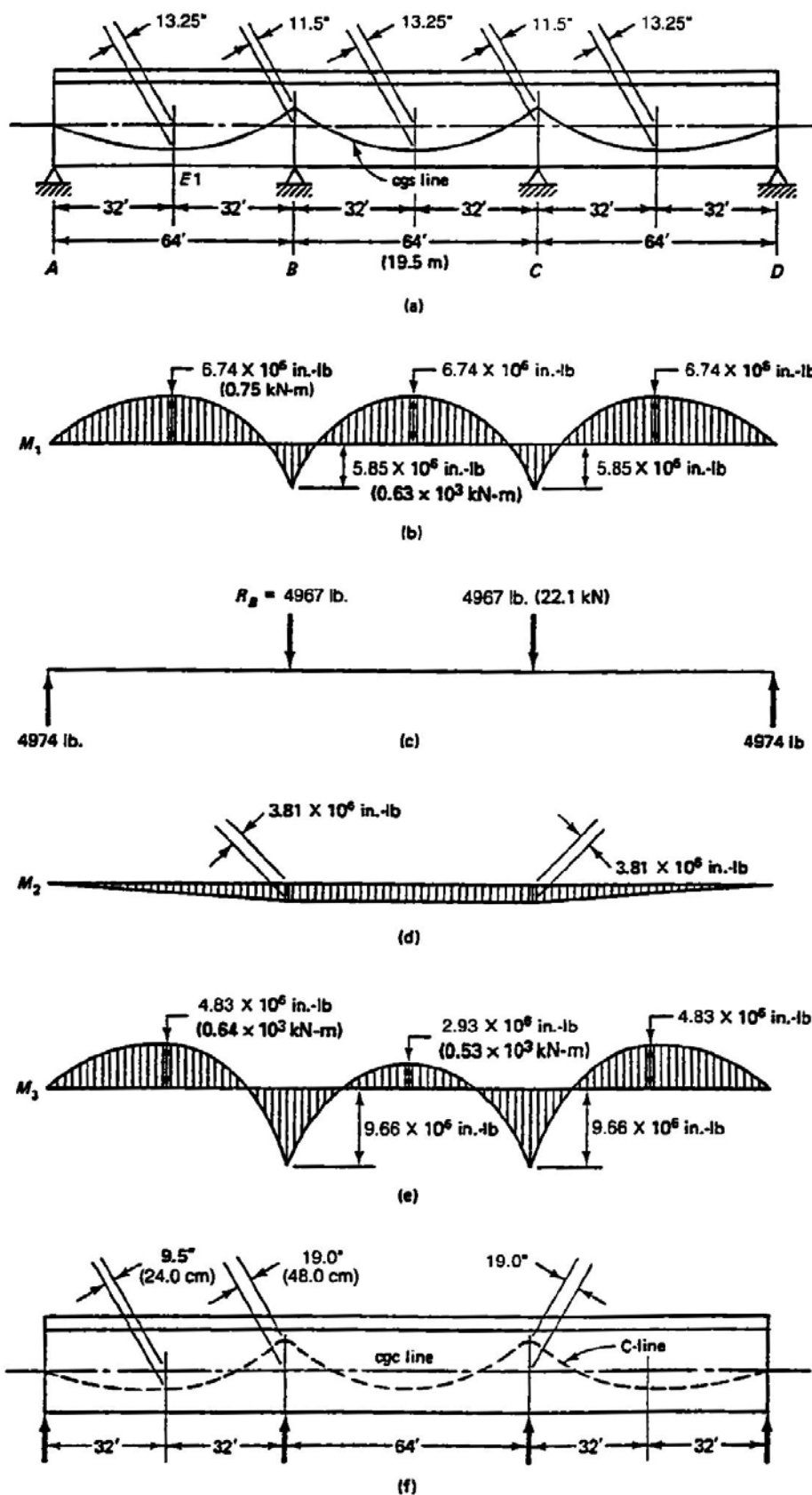


Figure 6.20 Tendon transformation in continuous beam of Example 6.5.

moment M_1 ត្រង់ទម្រង់ $B = 508,940 \times 11.5 = 5.85 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (0.66 \cdot 10^3 \text{ kN.m})$ ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត
primary moment M_1 ត្រង់កណ្តាលស្វែង $E_1 = 508,940 \times 13.25 = 6.74 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (0.76 \cdot 10^3 \text{ kN.m})$
ហើយយើងមាន

$$\begin{aligned} E_c I_c A_B &= \left[\left(\frac{5.85}{2} + 6.73 \right) 10^6 \times \frac{64 \times 2}{3} \right] \times \frac{64}{2} \times 144 - \left[\frac{5.85 \cdot 10^6 \times 64}{2} \right] \times \frac{64 \times 2}{3} \times 144 \\ &= 75.0 \cdot 10^{10} \\ \text{ដូចគ្នា } E_c I_c \Delta_C &= \left[64 R_A \times 12 \times \frac{64 \times 12}{2} \right] \frac{64 \times 2}{3} \times 12 \\ &= 15.1 \cdot 10^7 R_A \text{ in.} - \text{lb} \\ R_A = R_B &= \frac{75.0 \cdot 10^{10}}{15.1 \cdot 10^7} = 4,967 \text{ lb} \end{aligned}$$

$$M_2 = R_A \times 64 \times 12 = 4,967 \times 64 \times 12 = 3.81 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (0.43 \cdot 10^3 \text{ kN.m})$$

$$M_3 \text{ ត្រង់ទម្រង់} = (5.85 + 3.81) 10^6 = 9.66 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} \quad (\text{មើលរូបទី ៦.២០})$$

$$M_3 \text{ កណ្តាលស្វែង} = \left(6.74 - \frac{1}{2} \times 3.81 \right) 10^6 = 4.83 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ពីឧទាហរណ៍ ៦.៤, $P_e = 508,940 \text{ lb}$ ។ ដូចនេះ គណនាចំណាកក្នុងតំបន់ C-line ចុងក្រោយ $= M_3 / P_e$ ដូច
បង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២០ (f) ។

2. កុងត្រាំងសរសៃបេតុងដែលបណ្តាលពីប្រែកុងត្រាំង និងបន្ទុកផ្ទាល់ (583 plf)

ពីជំហានទី៣ នៃដំណោះស្រាយរបស់ឧទាហរណ៍ ៦.៤, ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីទម្ងន់ផ្ទាល់គឺ

$$2.87 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} \text{ ដូចនេះម៉ូម៉ង់សរុប } M_4 = M_3 - 2.87 \cdot 10^6 = (9.66 - 2.87) 10^6 = 6.79 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

(i) មុខកាត់ទម្រង់ B ឬ C

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_e}{A_c} - \frac{M_4}{S^t} = -\frac{508,940}{560} - \frac{6.79 \cdot 10^6}{5,070} = -908.8 - 1,339 \\ &= -2,248 \text{ psi (C)} (15.5 \text{ MPa}) < 2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \\ f_b &= -\frac{P_e}{A_c} - \frac{M_4}{S_b} = -\frac{508,940}{560} + \frac{6.79 \cdot 10^6}{6,186} = -908.8 + 1,098 \\ &= +189 \text{ psi (T)} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

(ii) កណ្តាលស្វែងខាងក្រៅ E_1

ពីឧទាហរណ៍ ៦.៤, $M_D = 2.12 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ ។ ដូចនេះ net moment

$$M_4 = M_3 - 2.12 \cdot 10^6 = (4.83 - 2.12) 10^6 = 2.71 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (0.3 \cdot 10^3 \text{ kN.m}) \text{ និង}$$

$$f^t = -908.8 + \frac{2.71 \cdot 10^6}{5,070} = -347 \text{ psi (C)} (2.39 \text{ MPa}) \quad \text{O.K.}$$

$$f_b = -908.8 - \frac{2.71 \cdot 10^6}{6,186} = -1,347 \text{ psi}(C)(9.3 \text{ MPa}), \text{ មិនរងការទាញ, O.K.}$$

3. កំណត់អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកអថេរសម្រាប់ tendon profile ថ្មីសម្រាប់ unshored construction

$$f_T^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e'_B c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} - \frac{M_{CSD} + M_L}{S_c^t}$$

$$f_{bT} = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e'_B c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} + \frac{M_{CSD} + M_L}{S_{cb}}$$

(i) មុខកាត់ទម្រង់ B ឬ C

ពីរូបទី ៦.២០ (e), $M_3 = -9.66 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$, ដូចនេះ

$$e'_B = -\frac{9.66 \cdot 10^6}{508,940} = -19 \text{ in.}(48.3 \text{ cm})$$

ពីឧទាហរណ៍ ៦.៤, $M_D + M_{SD} = -(2.87 + 2.47)10^6 = -5.34 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ ។ ដូចគ្នា ពី

រូបទី ៦.១២, ម៉ូម៉ង់បន្ទុកអថេរសម្រាប់ថ្មីមីលីយ៉ុងដែលមានមួយលើមីលីម៉ែត្រមិនរងបន្ទុកគឺ

$$M_L = -0.1167 W_L l^2 = -0.1167 W_L (64)^2 (12)$$

$$= -5,736 W_L \text{ in.} - \text{lb}, \text{ រួមបញ្ចូលទាំង } M_{CSD}$$

ក្នុងត្រង់ទាញអនុញ្ញាតអតិបរមា $f_t = +849 \text{ psi}$ នៅកណ្តាលល្វែង និង $f_t = +425 \text{ psi}$ នៅត្រង់ទម្រង់ ។

$$f_T^t = +425 = -\frac{508,940}{560} \left(1 - \frac{(-18.5) \times 24.73}{223.91} \right) + \frac{5.34 \cdot 10^6}{5,070} + \frac{5,736 W_L}{21,714}$$

យើងទទួលបាន $W_L = 8,092 \text{ plf}$ ។

(ii) មុខកាត់កណ្តាលល្វែងត្រង់ចំណុច E_1

ដោយសារ $W_D = 583 \text{ plf}$, ដោយការធ្វើសមាមាត្រយើងទទួលបាន

$$M_D + M_{SD} = +(2.12 + 1.83)10^6 = +3.95 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_L = 0.0735 W_L (64)^2 \times 12 = 3613 W_L \text{ in.} - \text{lb}$$

$$f_T^t = -2,250 = -\frac{508,940}{560} \left(1 - \frac{9.5 \times 24.73}{223.91} \right) - \frac{3.95 \cdot 10^6}{5,070} - \frac{3,613 W_L}{21,714}$$

$$\frac{3,613 W_L}{21,714} = 44.8 - 779 + 2,250$$

$$W_L = 9,109 \text{ plf}$$

$$f_{bT} = 849 = -\frac{508,940}{560} \left(1 + \frac{9.5 \times 20.27}{223.91} \right) + \frac{3.95 \times 10^6}{6,186} + \frac{3,613 W_L}{9,490}$$

$$\frac{3,613 W_L}{9,490} = 849 + 1,691 - 638.5$$

$$W_L = 4,995 \text{ plf}$$

ដូចនេះ $W_L = 4,995 \text{ plf}$ លុបលើ $W_L = 9,109 \text{ plf}$ សម្រាប់ service load, ហើយ $W_L = 4,995 \text{ plf}$ ត្រូវបានផ្ទៀងផ្ទាត់ដោយត្រួតពិនិត្យ ultimate moment strength ដែលអាចកើតមាន ។

4. Nominal moment strength ដែលអាចកើតមាន

$$A_{ps} = 3.366 \text{ in.}^2$$

$$\text{ត្រង់ទម្រង់ } d_p = 11.5 + 20.27 = 31.77 \text{ in.}$$

សន្មតថា A_s នៅត្រង់ទម្រង់ B និង C ត្រូវបានដំឡើងដល់ 4#6 ដើម្បីសម្រួលក្នុងការដំឡើងបន្ទុកអថេរ ។

នោះ

$$A_s = 4 \times 0.44 = 1.76 \text{ in.}^2$$

$$\omega = \frac{1.76}{22 \times 48.5} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.02$$

$$\omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') = 0.2312 + \frac{48.5}{31.77} (0.02 - 0.0045)$$

$$= 0.255 > 0.24\beta_1 = 0.19$$

ដូចនេះ បម្រែបម្រួលរាងផ្ទៀង ε_t តូចជាង 0.0075 ដែលមិនគិតបញ្ចូលការអនុវត្តរបស់ការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញ ។ ប៉ុន្តែ ការសាកល្បងដែលប្រើ $1000\varepsilon_t$ % សម្រាប់មេគុណបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញ អាចអនុញ្ញាតអោយមានការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញនៅក្នុងករណីនេះ ។

ម្លូម៉ង់អេឡាស្ទិច $M_2 = 3.82 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ និងយើងមាន

$$M_u = 1.2(M_D + M_{SD}) + 1.6M_L - M_2$$

$$\text{ឬ } M_u = 1.2 \times 5.34 \cdot 10^6 + 1.6M_L - 3.82 \cdot 10^6$$

$$= 2.59 \cdot 10^6 + 1.6M_L$$

$$\text{បន្ទាប់មក } M_n \text{ ចាំបាច់} = \frac{M_u}{\phi} = \frac{2.59 \cdot 10^6}{0.9} + \frac{1.6M_L}{0.9} = 2.88 \cdot 10^6 + 1.78M_L$$

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A'_s f_y}{0.85 f'_c b}$$

ប្រសិនបើ A'_s yield, $f_y = f'_s = 60,000 \text{ psi}$ នោះ

$$a = \frac{3.366 \times 240,000 + (1.76 - 0.40)60,000}{0.85 \times 5,000 \times 22} = 9.51 \text{ in.} (24.2 \text{ cm})$$

ដែលតូចជាងកម្ពស់របស់ស្លាបដែលគិតដល់មុខកាត់ទ្រនុងដែលមានទទឹង 7in. ។ ដូចនេះ អ័ក្សណិតនៅខាងក្នុងស្លាប ហើយមុខកាត់ធ្វើការជាលក្ខណៈមុខកាត់ចតុកោណ ។ ដូចនេះ យើងមាន

$$M_n \text{ ដែលអាចមាន} = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{1} \right) + A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) + A'_s f_y \left(\frac{a}{2} - d' \right)$$

$$= 3.366 \times 240,000 \left(31.77 - \frac{9.51}{2} \right) + 1.76 \times 60,000 \left(48.5 - \frac{9.51}{2} \right) + 0.40 \times 60,000 \left(\frac{9.51}{2} - 3 \right)$$

$$= 26.49 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\text{ដូចនេះ } M_L = \frac{(26.49 - 2.88)10^6}{1.78} = 13.26 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ប្រសិនបើ $M_L = 0.1167W_L l^2$ នោះ

$$13.26 \cdot 10^6 = 0.1167W_L (64)^2 \times 12$$

ដូចនេះ $W_L = 2,312 \text{ plf} < W_L = 4,995 \text{ plf}$ ដែលបានពី service load analysis ។ ដូចនេះ $W_L = 2,312 \text{ plf}$ លុប ។ ហើយភាគរយកើនឡើងរបស់បន្ទុកអថេរគឺ

$$\frac{(2,312 - 1,514)}{1,514} \times 100 = 52.7\% \cong 50\% \quad \text{O.K.}$$

ដូចនេះ យើងទទួលយក profile ថ្មីរបស់ tendon ដែលមានដែកធម្មតា 4#6 នៅសរសៃខាងលើរបស់ situ-cast slab និង 2#4 នៅត្រង់បាតរបស់មុខកាត់ថ្នាក់ស្រាប់ ។ ចំណាំថា ប្រសិនបើគេផ្លាស់ប្តូរដែកធម្មតាពី 4#6 ទៅ 4#8 នោះភាគរយនៃការកើនឡើងរបស់ W_L ស្មើនឹង 70% ។

៦.១១. ការសិក្សាគណនាសម្រាប់ភាពជាប់ដោយប្រើដែកធម្មតានៅត្រង់ទម្រ

Design of Continuity Using Nonprestressed Steel at Support

ឧទាហរណ៍ ៦.៦: សិក្សាគណនាផ្ទៃក្នុងនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៥ ដែលមានមុខកាត់ និង tendon profile របស់ផ្ទៃស្ពាន AASHTO type-III ដែលប្រើនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.៧ ត្រូវបានធ្វើអោយជាប់ដោយសារការប្រើដែកធម្មតាអោយទ្រទ្រង់នូវ superimposed service dead load $W_{SD} = 503 \text{ plf}$ និង service live load $W_L = 2,290 \text{ plf}$ ($33.4 \text{ kN} / \text{m}$) ។ សន្មតថា tendon profile នៅក្នុងមុខកាត់ថ្នាក់ស្រាប់ទម្រធម្មតាមានទម្រង់ដូចគ្នានៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.៧ ដែលមានចំណាកផ្ចិតនៅកណ្តាលស្វែង $e_c = 16.27 \text{ in.} (41.3 \text{ cm})$ និងចំណាកផ្ចិតនៅខាងចុង $e_e = 10.0 \text{ in.} (25.4 \text{ cm})$ ។ សង់ prestressing tendon profile និងលំអិតដែកដទៃទៀតប្រសិនបើក្នុងត្រង់សរសៃបេតុងរងការសង្កត់អនុញ្ញាតអតិបរមាក្រោមអំពើ service load គឺ $f_c = 2,250 \text{ psi} (15.5 \text{ MPa})$ ។

ដំណោះស្រាយ:

1. ទិន្នន័យសម្រាប់ strength design នៅត្រង់ទម្រ

ដោយសារនៅក្នុងករណីនេះគេទទួលបានភាពជាប់តាមរយៈបេតុងអារម៉េនៅត្រង់ទម្រ គេស្នើអោយប្រើរេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់ topping concrete $f_c = 5,000 \text{ psi}$ ។ ដូចនេះ យើងមាន

$$f'_c = 5,000 \text{ psi} (34.5 \text{ MPa}), \text{ ទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi} (413.7 \text{ MPa})$$

សិក្សាគណនាភាពជាប់ដើម្បីទប់ទល់តែនឹង superimposed dead load និង live load (មិនគិត self-weight)

$$d = 50.75 - (1.5 \text{ in. cover} + 0.5 \text{ in. for stirrup} + 0.5 \text{ in. for half - bar dia})$$

$$= 48.25 \text{ in.} (123 \text{ cm})$$

$$b_b = 22 \text{ in. នៅត្រង់បាត}$$

$$b_t = 84 \text{ in. នៅខាងលើ} (b_m \text{ បំផុត} = 65 \text{ in.})$$

2. Nominal moment strength

ពីឧទាហរណ៍ ៦.៥, moment strength ចាំបាច់ដែលបណ្តាលពី ($W_{SD} + W_L$) នៅត្រង់ទម្រ B គឺ
 $M_n = 1.2 \times 2.47 \cdot 10^6 + 1.6 \times 13.26 \cdot 10^6 = 24.18 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ ។ ដោយគេមិនដាក់ bonded prestressed steel បង្អួសទៅក្នុងទម្រ ដូចនេះគេយក $\omega_p = 0$ សម្រាប់គណនាមេគុណបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញ។ សន្មត់

$$A_s = 9.0 \text{ in.}^2$$

$$\omega = \frac{9.0}{22 \times 48.25} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.1012$$

$$A'_s = 2\#4 = 0.40 \text{ in.}^2$$

ហើយ $\omega' = 0.0961 \times \frac{0.4}{8.5} = 0.045$

ពីឧទាហរណ៍ ៦.៤, $d_p = 35.87 \text{ in.}$, $d = 48.25 \text{ in.}$, $\omega_p + [d / d_p](\omega - \omega') = 0 + [48.25 / 35.87]$

$(0.1012 - 0.045) = 0.1300 < 0.24\beta_1 = 0.192$ ។ ដូចនេះ គេអាចធ្វើការបែងចែកម្លូម៉ង់ឡើងវិញបានដោយ

ឈរលើ elastic moment analysis ដែលអោយ $M_u = 23.81 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$ ។

ដោយប្រើ ACI Code redistribution test, tensile strain នៅត្រង់ដៃកម្រិតខាងក្រៅបំផុតគឺ

$$\varepsilon_t = 0.003 \left(\frac{d_t}{c} - 1 \right) \text{ ។}$$

$$c = \left(\frac{a}{\beta_1} \right) = \frac{9.51}{0.80} = 11.89 \text{ in.}, \quad d_t = 48.5 \text{ in.}$$

$$\varepsilon_t = 0.003 \left(\frac{48.5}{11.89} - 1 \right) = 0.0092, \text{ ដូចនេះ ភាគរយនៃការបែងចែកឡើងវិញ} = 1000\varepsilon_t = 9.2\%$$

យកមេគុណបែងចែកឡើងវិញស្មើនឹង 9% ដែលកាត់បន្ថយម្លូម៉ង់អវិជ្ជមាន និងដំឡើងម្លូម៉ង់វិជ្ជមាននៅកណ្តាលល្វែងដោយតម្លៃដូចគ្នា។ គេប្រើមេគុណ $\phi = 0.9$ ដោយសារ $\varepsilon_t > 0.005$ ។

ដូចនេះប្រើមេគុណបែងចែក (distribution factor) 0.09 :

$$M_u \text{ ចាំបាច់} = (1 - 0.09) \times 24.18 \cdot 10^6 = 22 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (2.49 \cdot 10^3 \text{ kN.m})$$

$$M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{22 \cdot 10^6}{0.9} = 24.44 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_n = A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right)$$

សន្មតសម្រាប់ការសាកល្បងដំបូង $d - a/2 \cong 0.9d$ ។ នោះ

$$24.44 \cdot 10^6 = A_s \times 60,000 \times 0.9(48.25)$$

$$A_s = \frac{24.44 \cdot 10^6}{60,000 \times 0.9 \times 48.25} = 9.38 \text{ in.}^2 (60.5 \text{ cm}^2)$$

$$a = \frac{A_s f_y}{0.85 f'_c b} = \frac{9.38 \times 60,000}{0.85 \times 5,000 \times 22} = 6.02 \text{ in.}$$

កម្ពស់នៃស្លាបដល់ទ្រនុងគឺ $5.75 + 7 + 4.5/2$ សម្រាប់មុខកាត់ AASTHO type-3 = 15in. > 6.02/0.9

= 6.69in. ។ អ័ក្សណិតនៅខាងក្នុងស្លាប ដូចនេះមុខកាត់ធ្វើការជាមុខកាត់ចតុកោណ ។ ដូចនេះ

$$A_s = \frac{M_n}{f_y (d - a/2)} = \frac{24.44 \cdot 10^6}{60,000 (48.25 - 6.02/2)} = 9 \text{ in.}^2 (58 \text{ cm}^2)$$

ដោយ A_s ដែលសន្មត = 9.38in.² មានតម្លៃក្បែរ 9in.² ដូចនេះមេគុណបែងចែកម្នីម៉ង់គឺមានលក្ខណៈគ្រប់គ្រាន់ ។

ក្រឡាផ្ទៃ A_s គឺត្រូវបានបែងចែកនៅលើទទឹងស្លាបជាក់ស្តែងសរុប 84in. ។ A_s នៅក្នុងទទឹងមួយឯកតាប្រវែង (ft)

= $(9.0/84) \times 12 = 1.29 \text{ in.}^2 / 12 \text{ in.}$ ។ ដោយប្រើដែក #6 , A_s ក្នុងមួយដើម = $0.44 \text{ in.}^2 (2.82 \text{ cm}^2)$ ហើយ

តំណាងគឺ

$$s = \frac{A_s}{\text{required } A_s / 12} = \frac{0.44}{1.29/12} = 4.09 \text{ in.}$$

ដូចនេះ ប្រើ #6 @ $4 \frac{1}{4} \text{ in.}$ គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្សលើទទឹង 84in. (អង្កត់ផ្ចិត 19.1mm @ 10.8cm) ។ ចំនួនដែក

សរុបលើទទឹងស្លាប 84in. គឺ

$$\frac{84 - (2 \times 1.5 \text{ in. cover})}{4.25} + 1 \cong 20$$

ដូចនេះ យើងមាន

$$A_s \text{ សរុប} = 20 \times 0.44 = 8.80 \text{ in.}^2 \quad \text{O.K.}$$

ដូចនេះ ទទួលយកការសិក្សាគណនាសម្រាប់អង្កត់រងការពត់បង្កោង (flexure) ។ ចំណាំថា ការសិក្សាគណនាដែល

មានលក្ខណៈពេញលេញត្រូវរួមបញ្ចូលទាំង dowel design សម្រាប់ composite action, ការសិក្សាគណនាដែក

កងសម្រាប់ web shear, end block design និងការសិក្សាគណនាភាពងាប់ និងស្នាមប្រេះសម្រាប់ទម្រូវការធ្វើ

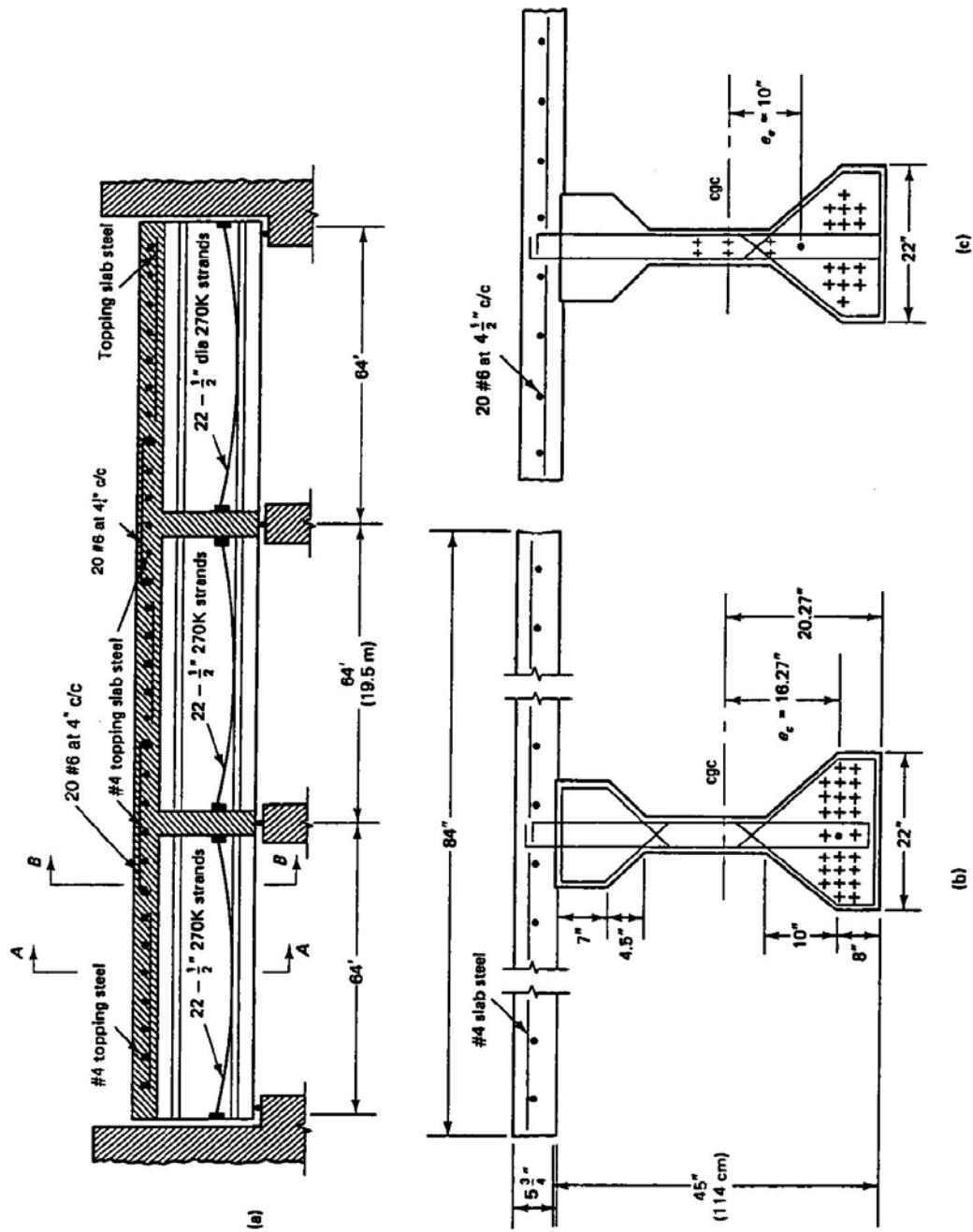


Figure 6.21 Schematic geometry details of continuous beam in Example 6.6 (see also Example 4.7). (a) Longitudinal section of bridge beam (not to scale). (b) Midspan section A-A. (c) Support section B-B.

ការ ។ ហើយគេត្រូវចំណាំថា ភាពជាប់នៅលើផ្ទៃបីល្វែងក្នុងឧទាហរណ៍នេះដែល ប្រើតែដែកធម្មតានៅត្រង់ទម្រង់អនុញ្ញាតអោយមានការកើនឡើងបន្ទុកអថេរ 50% ពីបន្ទុក 1,514 plf ទៅដល់បន្ទុក 2,329 plf ។

3. ការលំអិតពីធរណីមាត្ររបស់ផ្ទាំង (Beam geometry schematic details)

រូបទី ៦.២១ អោយនូវការលំអិតពីដែកពង្រឹង និង tendon profile របស់ផ្ទាំងប៉ាន់នៃឧទាហរណ៍នេះ ។ ចំណាំថា បេតុងទម្ងន់ស្រាល និងដែកធម្មតាផ្តល់នូវភាពជាប់នៅត្រង់ទម្រង់សម្រាប់ superimposed dead load និង live load មានពីរបែបផែន ។

៦.១២. គ្រឿងបង្កគ្រោងមិនកំណត់ Indeterminate Frames and Portals

៦.១២.ក. លក្ខណៈទូទៅ (General Properties)

គ្រោងបេតុងជារចនាសម្ព័ន្ធមិនកំណត់ដែលផ្សំឡើងដោយអង្កត់ដេក អង្កត់ឈរ ឬអង្កត់ទ្រូតដែលភ្ជាប់គ្នាយ៉ាងណាដើម្បីទប់ទល់នឹងក្នុងត្រាំង និងម៉ូម៉ង់ពត់ដែលធ្វើអំពើលើវា ។ ដឺក្រេមិនកំណត់ (degree of indeterminacy) អាស្រ័យនឹងចំនួនល្វែង ចំនួនអង្កត់បញ្ជ្រួត និងប្រភេទនៃប្រតិកម្មចុង ។ រូបរាងនៃប្រភេទគ្រោងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២២ ។ ប្រសិនបើ n ជាចំនួនតំណ, b ជាចំនួនអង្កត់, r ចំនួនប្រតិកម្ម, និង s ជាចំនួននៃភាពមិនកំណត់ នោះដឺក្រេមិនកំណត់ត្រូវបានកំណត់តាមវិសមីការខាងក្រោម៖

$$3n + s > 3b + r \quad (\text{គ្មានស្ថិរភាព}) \quad (6.8a)$$

$$3n + s = 3b + r \quad (\text{ស្ថាទិចកំណត់}) \quad (6.8b)$$

$$3n + s < 3b + r \quad (\text{ស្ថាទិចមិនកំណត់}) \quad (6.8c)$$

ដឺក្រេមិនកំណត់គឺ

$$s = 3b + r - 3n \quad (6.8d)$$

គេតែងតែមានសមីការ $3n$ នៃលំនឹងស្ថាទិច ហើយចំនួនអញ្ញាតសរុបគឺ $3b + r$ ។ ជាឧទាហរណ៍ ដឺក្រេមិនកំណត់នៃគ្រោងនៅក្នុងរូបទី ៦.២២ (a) គឺ

$$s = 3 \times 3 + 2 \times 2 - 3 \times 4 = 1$$

ហើយសម្រាប់គ្រោងនៅក្នុងផ្នែក (g) នៃរូបដដែលគឺ

$$s = 3 \times 10 + 2 \times 3 - 3 \times 9 = 9$$

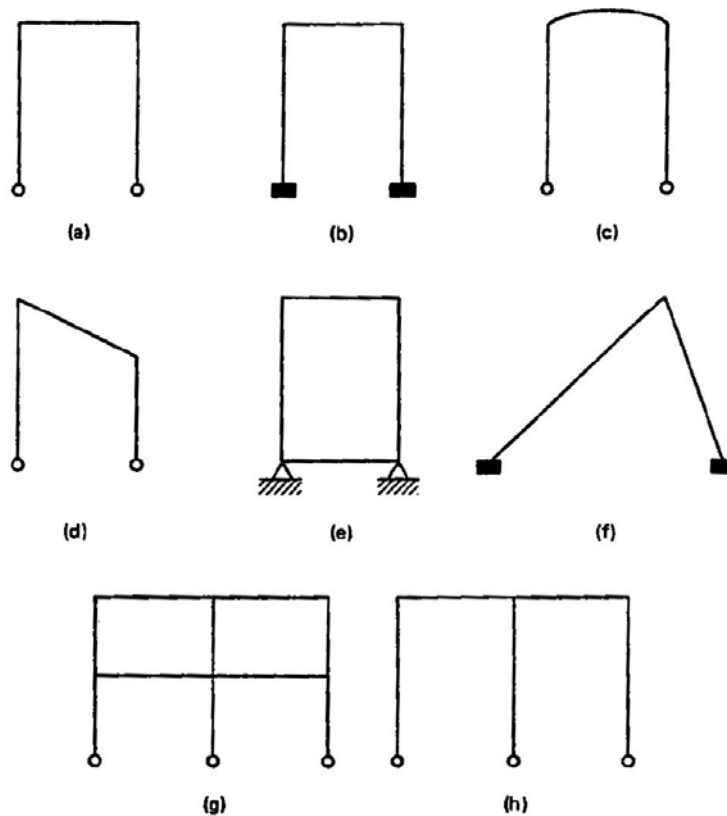


Figure 6.22 Typical structure frames.

ចំណាំថា ដើម្បីអោយគ្រោងធ្វើការពេញលេញ វាត្រូវគោរពនូវលក្ខខណ្ឌខាងក្រោម៖

1. ការសិក្សាគណនាត្រូវតែឈរលើបន្ទុកនៃម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងកាត់ដែលមានគ្រោះថ្នាក់បំផុត ។ ប្រសិនបើមានម៉ូម៉ង់ដែលមានលក្ខណៈត្រឡប់ទិសដៅដោយសារការត្រឡប់ទិសដៅរបស់បន្ទុកអថេរ គេត្រូវពិចារណាម៉ូម៉ង់ពត៌រិជ្ជមាន និងម៉ូម៉ង់ពត៌រិជ្ជមានដែលមានតម្លៃធំជាងក្នុងការសិក្សាគណនា ។
2. គេត្រូវផ្តល់នូវទម្រង់គ្រឹះសមរម្យ ។ ប្រសិនបើគេសិក្សាគណនាគ្រោងដោយប្រើទម្រង់ hinged (ដំណើរការសាងសង់ដែលមានតម្លៃថ្លៃ) គេត្រូវផ្តល់នូវប្រព័ន្ធទម្រង់ hinged ជាក់ស្តែង ។

៦.១២.ខ. កម្លាំង និងម៉ូម៉ង់នៅក្នុងគ្រោង Portal

Forces and Moments in Portal Frames

គេអាចគិតថាគ្រោងបេតុងធ្វើការជាលក្ខណៈអេឡាស្ទិចមុនពេលវាមានស្ថាប័នប្រេះ ដូចក្នុងករណីផ្ទុកដាច់ក្រោមអំពើ service load និងក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកលើសបន្តិចបន្តួច (slight-overload condition) ។ ជាវិបាកមុននឹងកើតមាន plastic hinges គេនឹងប្រើដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ពត៌រិជ្ជមានដែលបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២៣ និង ៦.២៤

ក្នុងការសិក្សាគណនាគ្រោងបេតុងប្រកុងត្រាំងមិនកំណត់ ។ គេសន្មត់ថា វិធីធម្មតាក្នុងការវិភាគរចនាសម្ព័ន្ធមិនកំណត់ដែលរួមបញ្ចូលទាំងគ្រោង ដែលរួមមានវិធី virtual work, stiffness matrix និង flexibility matrix ក៏ដូចជាសមីការប៊ីម៉ូម៉ង់ ឬសមីការប្រូម៉ូម៉ង់ ជាវិធីដែលអ្នកអានធ្លាប់ស្គាល់ ដូចនេះ អត្ថបទនេះនឹងបង្ហាញតែសេចក្តីណែនាំជាអតិបរមា និងមានលក្ខណៈសម្រួលបំផុតប៉ុណ្ណោះ ។

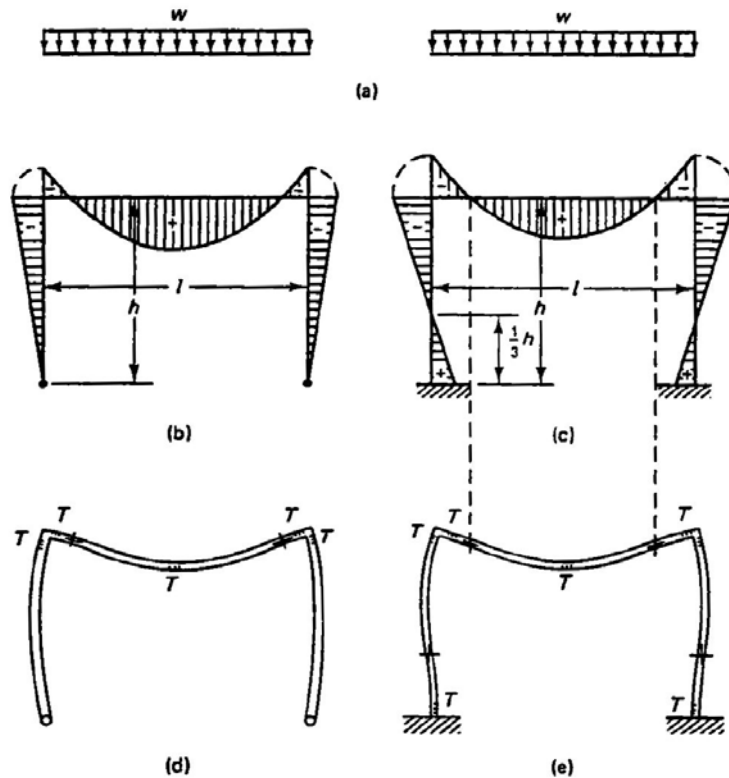


Figure 6.23 Right-angled portal frame loaded with gravity load intensity w (T indicates tension fibers). (a) Load intensity. (b) Bending moment (hinged-base frame). (c) Bending moment (fixed-base frame). (d) Deformation of frame in (b). (e) Deformation of frame in (c).

1. Uniform Gravity Loading on Single-Bay Portal

ឧបមាថាម៉ូម៉ង់និចលភាព I_c នៃសសរបញ្ជ្រួរ និង I_b នៃផ្ទៃដករបស់ portal នៅក្នុងរូបទី ៦.២៥ (a) មិនមានតម្លៃដូចគ្នា ។ តម្លៃនៃម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងដូចខាងក្រោមអាចនឹងកើតមាន៖

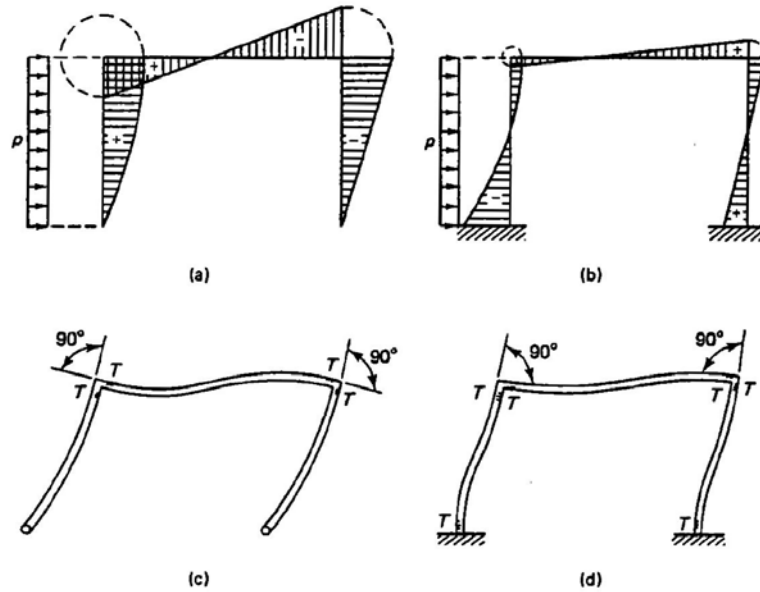


Figure 6.24 Right-angled portal frame loaded with wind load intensity p (T indicates tension fibers). (a) Bending moment (hinged-base frame). (b) Bending moment (fixed-base frame). (c) Deformation of frame in (a). (d) Deformation of frame in (b).

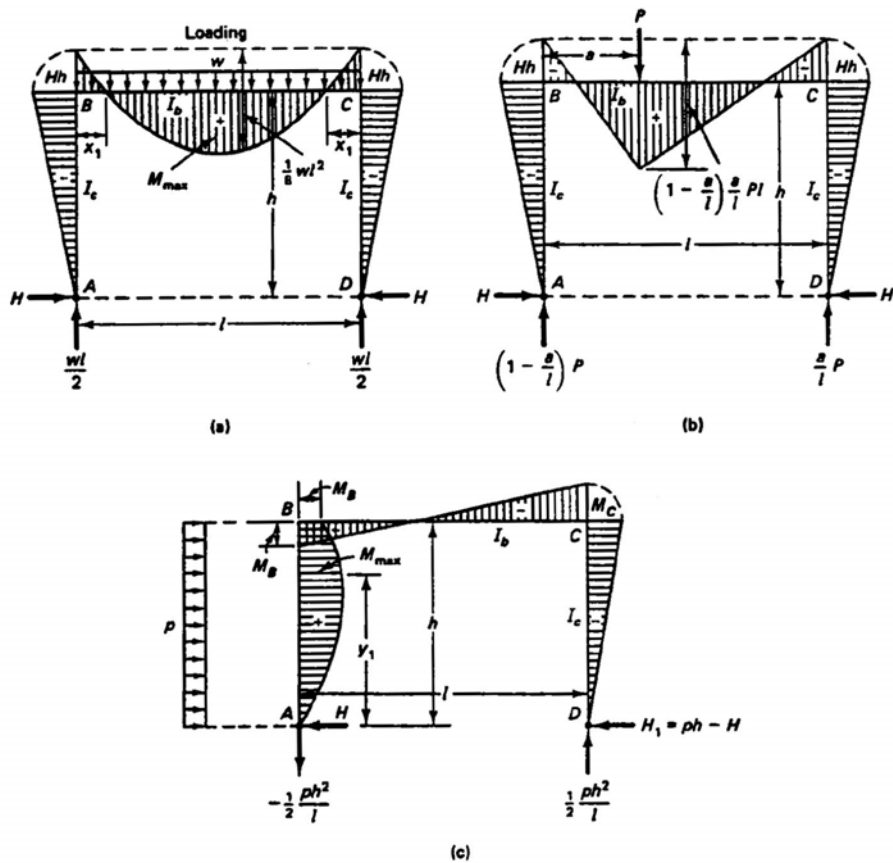


Figure 6.25 Bending moment ordinates in single-bay frame. (a) Uniform gravity loading. (b) Concentrated gravity loading. (c) Uniform horizontal pressure.

កម្លាំងកាត់នៅខាងចុងរបស់ផ្ទាំង

$$V_B = V_C = \frac{1}{2}wl \quad (6.9a)$$

កម្លាំងរុញតាមទិសដេក

$$H = \frac{1}{h}C_1wl^2 \quad (6.9b)$$

ដែល

$$C_1 = \frac{1}{12 \left(\frac{2}{3} \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 1 \right)} \quad (6.9c)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់អវិជ្ជមានអតិបរមានៅត្រង់កាច់ជ្រុង

$$M_B = M_C = -Hh = -C_1wl^2 \quad (6.9d)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់វិជ្ជមានអតិបរមានៅកណ្តាលល្វែង

$$M_{\max} = \frac{1}{8}wl^2 - Hh = \left(\frac{1}{8} - C_1 \right)wl^2 \quad (6.9e)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់នៅត្រង់ចំណុច x

$$M_x = \frac{1}{2}x(l-x)w - C_1wl^2 \quad (6.9f)$$

ដែលចំណុចរបត់ពីកាច់ជ្រុងម្ខាងរបស់គ្រោង portal គឺ

$$x_1 = \frac{1}{2} \left(1 - \sqrt{1 - 8C_1} \right)l = C_2l \quad (6.9g)$$

និង

$$C_2 = \frac{1}{2} \left(1 + \sqrt{1 - 8C_1} \right) \quad (6.9h)$$

2. Concentrated Gravity Loading on Single-Bay Portal

ដោយសារបន្ទុកចំណុច P មិនធ្វើអំពើនៅចំកណ្តាលល្វែង ដូចនេះគេទទួលបានកម្លាំងកាត់មិនស៊ីមេទ្រី ។
 ពីរូបទី ៦.២៥ (b)

កម្លាំងកាត់ខាងចុងគឺ

$$V_B = \left(1 - \frac{a}{l} \right)P$$

និង

$$V_C = \frac{a}{l}P \quad (6.10a)$$

កម្លាំងតាមទិសដេក

$$H = C_3 \frac{a}{l} \left(1 - \frac{a}{l} \right)P \frac{l}{h} \quad (6.10b)$$

ដែល

$$C_3 = \frac{1}{2 \left(\frac{2 I_b h}{3 I_c l} + 1 \right)} \quad (6.10c)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់នៅកាច់ជ្រុង

$$M_B = M_C = -Hh = -C_3 \frac{a}{l} \left(1 - \frac{a}{l} \right) Pl \quad (6.10d)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់នៅតាមបណ្តោយអង្កត់ BC , សម្រាប់ $x < a$

$$M_x = \left(1 - \frac{a}{l} \right) \left(\frac{x}{l} - \frac{a}{l} C_3 \right) Pl \quad (6.10e)$$

សម្រាប់ $x > a$

$$M_x = \frac{a}{l} \left[1 - \frac{x}{l} - \left(1 - \frac{a}{l} \right) \right] C_3 Pl \quad (6.10f)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់វិជ្ជមានអតិបរមានៅក្នុង $x = a$

$$M_{\max} = \frac{a}{l} \left(1 - \frac{a}{l} \right) Pl - Hh = (1 - C_3) \frac{a}{l} \left(1 - \frac{a}{l} \right) Pl \quad (6.10g)$$

កម្លាំងតាមទិសដេកសម្រាប់បន្ទុកទំនាញចំណុចច្រើន

$$H = \frac{1}{h} C_3 \left[P_1 \frac{a_1}{l} \left(1 - \frac{a_1}{l} \right) + P_2 \frac{a_2}{l} \left(1 - \frac{a_2}{l} \right) + \dots \right] \quad (6.10h)$$

ឬ

$$H = \frac{1}{h} C_3 \sum P \frac{a}{l} \left(1 - \frac{a}{l} \right) \quad (6.10i)$$

3. Uniform Horizontal Pressure on Single-Bay Portal

ពីរូបទី ៦.២៥ (c), យើងមាន

ប្រតិកម្មបញ្ជ្រាញនៅក្នុងទម្រ

និង

$$R_A = -\frac{1}{2} ph \frac{h}{l}$$

$$R_D = +\frac{1}{2} ph \frac{h}{l} \quad (6.11a)$$

ប្រតិកម្មតាមទិសដេក

សម្រាប់សន្លាក់ A ដែលប្រឈមនឹងទិសខ្យល់បក់ (windward)

$$H_A = \frac{1}{8} \frac{11 \frac{I_b h}{I_c l} + 18}{2 \frac{I_b h}{I_c l} + 3} ph = C_4 ph \quad (6.11b)$$

ដែល

$$C_4 = \frac{1}{8} \frac{11 \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 18}{2 \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 3} \quad (6.11c)$$

សម្រាប់សន្លាក់ D ដែលនៅពីក្រោយទិសខ្យល់បក (leeward)

$$H_D = ph - H_A = (1 - C_4)ph \quad (6.11d)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់តាមកម្ពស់សសរដែលកើតពីសម្ពាធតាមទិសដេក ដែល y ត្រូវបានវាស់ពីបាត នោះ

$$M_y = H_A y - \frac{1}{2} p y^2 \quad (6.11e)$$

ម៉ូម៉ង់អតិបរមានៅលើសសរឈមនឹងទិសខ្យល់បក

$$M_{\max} = \frac{1}{2} \left(\frac{11 \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 18}{2 \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 3} \right) ph^2 = \frac{1}{2} C_4 ph^4 \quad (6.11f)$$

ចំណុចនៃម៉ូម៉ង់ពត់អតិបរមានៅពីលើទម្រ A

$$y_1 = \frac{1}{8} \left(\frac{11 \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 18}{2 \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 3} \right) h = C_4 h \quad (6.11g)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់នៅក្នុងជ្រុងគែមរបស់គ្រោង portal

$$M_B = H_A h - \frac{1}{2} ph^2 = \frac{3}{8} \frac{\frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 2}{2 \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} + 3} ph^2$$

$$= (C_4 - 0.5) ph^2 \quad (6.11h)$$

$$M_C = -H_D h = -(1 - C_4) ph^2 \quad (6.11i)$$

តម្លៃថេរ C_1 , C_2 , C_3 និង C_4 នៅក្នុងសមីការ 6.9, 6.10 និង 6.11 អាចសំដែងជាលក្ខណៈក្រាហ្វិច

ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២៦ ។

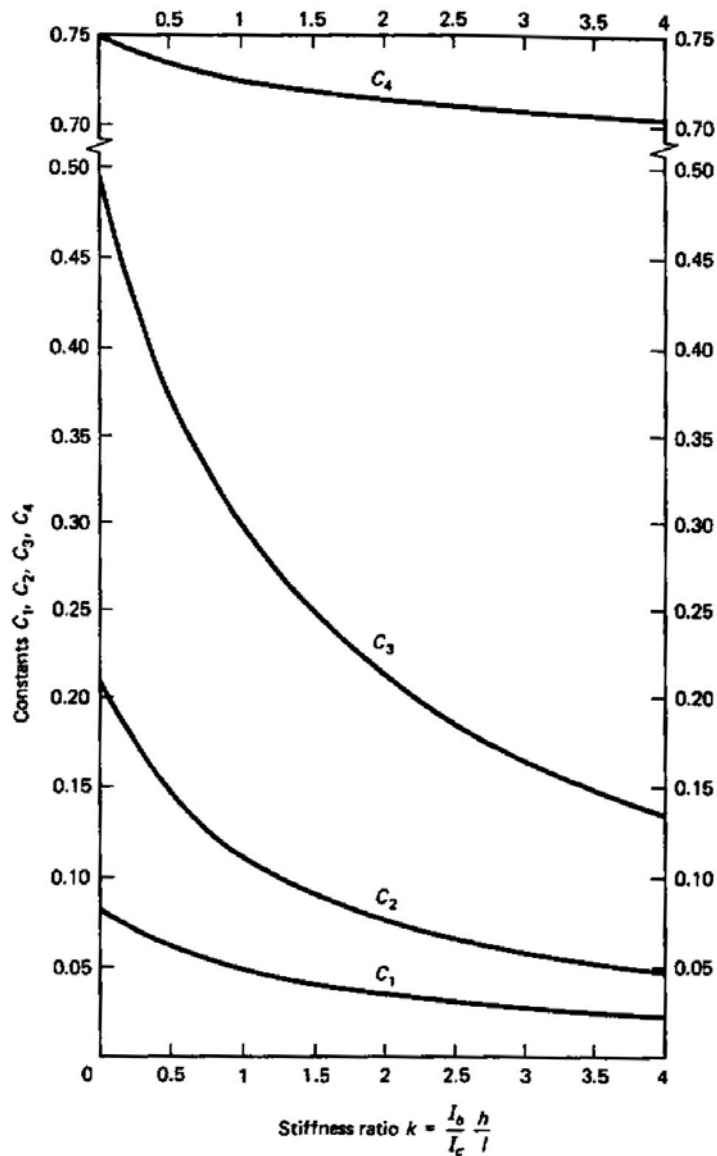


Figure 6.26 Constants C_1 through C_4 in Equations 6.9, 6.10, and 6.11.

៦.១២.គ. ការអនុវត្តទៅលើគ្រោងបេតុងប្រកុងត្រាំង

Application to Prestressed Concrete Frames

ដូចគ្នានឹងផ្ទាំងជាប់ដែរ គេត្រូវសន្មត់ tendon profile តាំងពីពេលចាប់ផ្តើមសិក្សាគណនាដើម្បីកំណត់ secondary bending moment M_2 សម្រាប់ផ្ទាំងដេក និងសសរបញ្ឈររបស់ portal frame ។ គេសន្មត់

concordant tendon សម្រាប់ផ្ទៃដែលរងបន្ទុកទំនាញស៊ីមេទ្រី ហើយសសរត្រូវមានទំហំគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីទប់ទល់នឹងសម្ពាធតាមទិសដេក និងម្ល៉ឹងបន្ថែមដែលបណ្តាលពីការរួញខ្លីរបស់ផ្ទៃ ។

ការរួញខ្លីតាមបណ្តោយអ័ក្សរបស់ផ្ទៃដេកដែលបង្កឡើងដោយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងធ្វើអោយក្នុងត្រាំងទាញកើតមាននៅផ្ទៃខាងក្រៅរបស់សសរត្រាំង ។ គេគួរសិក្សាគណនាដៃកប្រែក្នុងត្រាំងបញ្ឈរដើម្បីអោយទប់ទល់នឹងក្នុងត្រាំងទាំងនេះក៏ដូចជាក្នុងត្រាំងដទៃទៀតដែរ ។ ការរួញខ្លីតាមបណ្តោយអ័ក្សរបស់ផ្ទៃក៏ធ្វើអោយកើតមានប្រតិកម្មតាមទិសដេកនៅត្រង់ទម្ររបស់សសរ ។ ដូចនេះ ដើម្បីទទួលបានកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P នៅក្នុងអង្កត់អង្កត់បណ្តោយ គេត្រូវអនុវត្តកម្លាំង $P + \Delta P$ ទៅលើត្រាំង ។ គេអាចកំណត់កំណើននៃកម្លាំង ΔP ដោយប្រើសមីការខាងក្រោម:

គ្រោងដែលទម្រទាំងពីរជាសន្លាក់ (Frame with two hinges at support)

$$\Delta P = \frac{M_B}{h} = \frac{3}{2k+3} \frac{E_c I_c}{h^2} \varepsilon_{BC} \quad (6.12)$$

ដែល $k = (I_b / I_c)(h / l)$ និង ε_{BC} ជាបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងសរុបដែលបណ្តាលពី elastic shortening និងចលនា ដែលបណ្តាលពីការរួមមាឌ (shrinkage) និង creep ។ អ័ក្ស B និង C តំណាងអោយចុងរបស់អង្កត់នៃគ្រោងនៅក្នុងរូបទី ៦.២៥ និងរូបទី ៦.២៧ ។

គ្រោងដែលមានទម្របង្កប់ (Frame with fixed support)

$$\begin{aligned} \Delta P &= \frac{M_B - M_A}{h} = \frac{E_c I_c}{h} \left(\frac{3}{k+2} + \frac{k+3}{k(k+2)} \right) \\ &= \frac{3(2k+1)}{k(k+2)} \frac{EI_c}{h^2} \end{aligned} \quad (6.13)$$

រូបទី ៦.២៧ បង្ហាញពីកំហូចទ្រង់ទ្រាយតាមអ័ក្សដែលបណ្តាលពីបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង $\varepsilon_{BC} = \Delta l / l$ ដែលបណ្តាលពី shortening, creep និង shrinkage ។

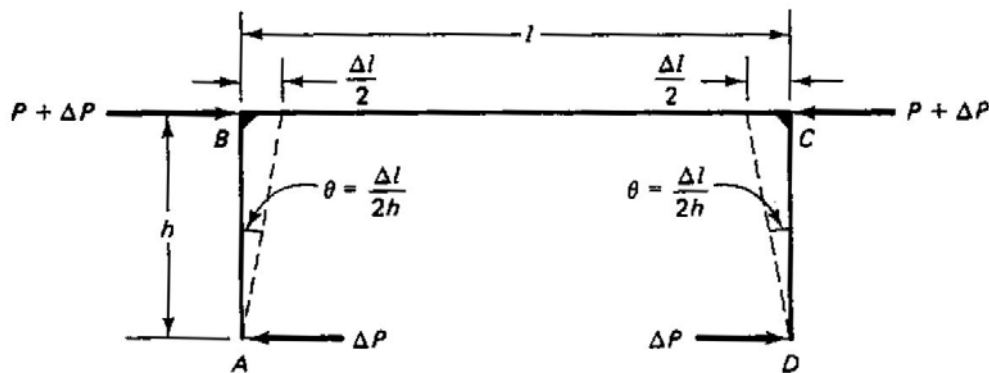


Figure 6.27 Longitudinal deformation of beam BC due to elastic shortening, creep, and shrinkage.

ម៉ូម៉ង់ M_A និង M_B ដែលបណ្តាលពី longitudinal shortening របស់អង្កត់ BC នៅក្នុងរូបទី ៦.២៧ គឺដូចខាងក្រោម

គ្រោងដែលមានទម្រង់ពីរជាសន្លាក់ (Frame with two hinges at support)

$$M_B = \frac{6}{2k+3} \frac{E_c I_c \theta}{l} = \frac{3}{2k+3} \frac{E_c I_c}{h} \varepsilon_{BC} \quad (6.14)$$

នៅពេលដែល $k \rightarrow 0$, $M_B \rightarrow \frac{E_c I_c}{h} \varepsilon_{BC}$

គ្រោងដែលមានទម្រង់បង្អប់ (Frame with fixed support)

$$M_B = \frac{6}{k+2} \frac{E_c I_c \theta}{l} = \frac{3}{k+2} \frac{E_c I_c}{h} \varepsilon_{BC} \quad (6.14)$$

នៅពេលដែល $k \rightarrow 0$, $M_B \rightarrow \frac{1.5 E_c I_c}{h} \varepsilon_{BC}$ និង $M_A \rightarrow \infty$ ។

មូលហេតុនៃការផ្លាស់ប្តូរយ៉ាងខ្លាំងនៃតម្លៃរបស់ម៉ូម៉ង់ M_B និង M_A គឺដោយសារនៅពេលដែល $k \rightarrow 0$, $\Delta P \rightarrow \infty$ ។ នៅក្នុងករណីបែបនេះ ភាពរឹងក្រាញ (stiffness) របស់អង្កត់បញ្ឈរខិតទៅរកអនន្តបើធៀបនឹងអង្កត់ដេក ដូចនេះអង្កត់ដេកមានលក្ខណៈរលាស់ (flexible) ខ្លាំង ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២៨ ។ ឥទ្ធិពលរបស់ប្រតិកម្មតាមទិសដេកទៅលើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.២៩ សម្រាប់គ្រោងដែលមានទម្រង់ hinged-base និង fixed-base ។

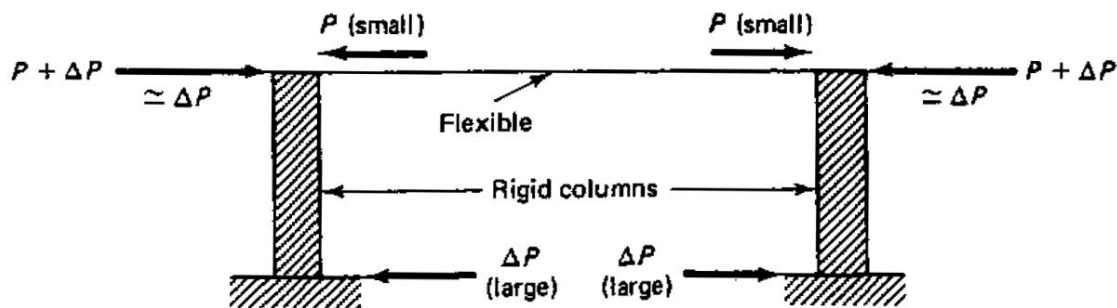


Figure 6.28 Effect of tributary moments due to elastic shortening.

ចំណាំថា ការបរិយាយនៅពេលនេះ និងការបរិយាយពីខាងដើមអាចអនុវត្តបានដូចគ្នាសម្រាប់គ្រោងសមាសប្រែក្នុងត្រាំងជាប់ចាក់នៅនឹងកន្លែង និងចាក់ស្រាប់ ។ គេត្រូវធ្វើអោយកើតមានភាពជាប់នៅត្រង់កាច់ជ្រុងរបស់គ្រោងនៅក្នុងដំណើរការសាងសង់ ។ រូបទី ៦.៣០ បង្ហាញពី prestressing tendon profile គំរូសម្រាប់គ្រោង ។ គេសន្មតថា កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_1 តូចជាង P_2 ដើម្បីអោយ friction losses ត្រូវបានអនុញ្ញាត ។

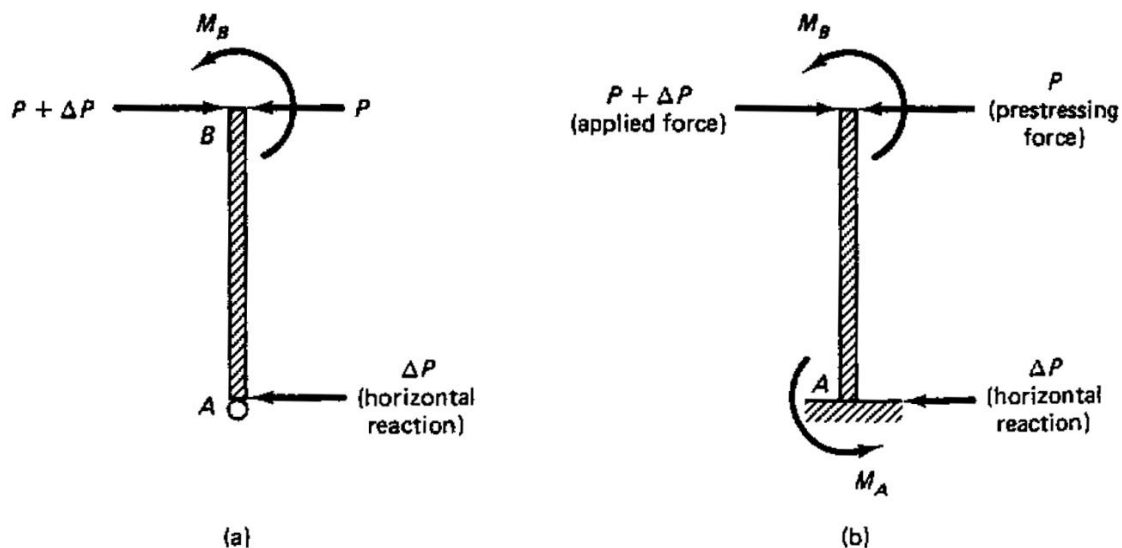


Figure 6.29 Horizontal reaction effect on prestressing force. (a) Hinged-base frame. (b) Fixed-base frame.

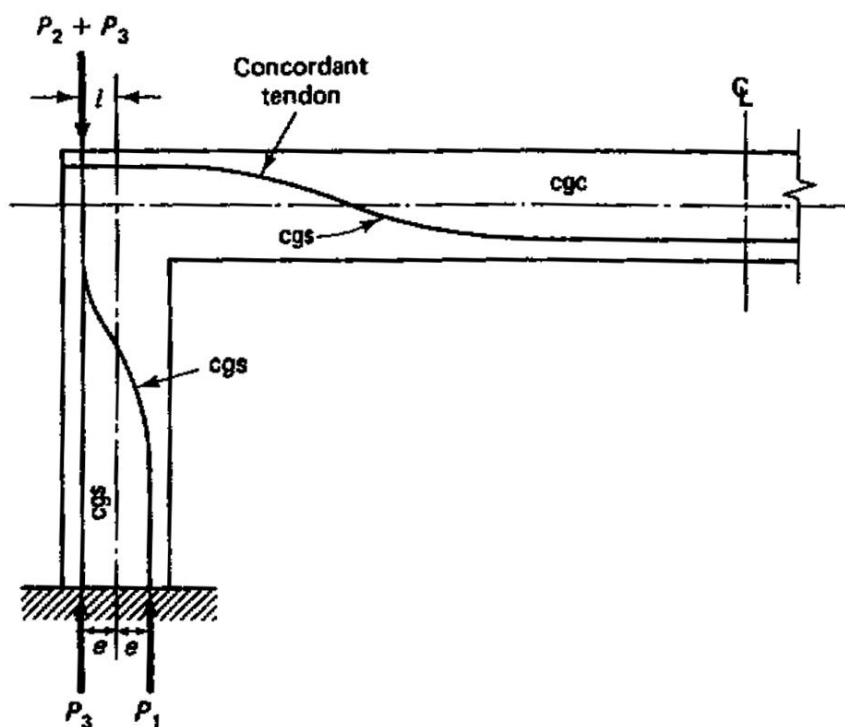


Figure 6.30 Tendon profile in a prestressed frame.

៦.១២.ឃ. Design of Prestressed Concrete Bonded Frame

ឧទាហរណ៍ ៦.៧: រចនាសម្ព័ន្ធរបស់ឃ្លាំងត្រូវបានសង់ឡើងដោយ single-bay portal frame ប្រែកុងត្រាំង ដែលមានទម្រង់ស្លាក ហើយគេប្រើ standard double-T-section ជាផ្ទៃដេក និងសរសេររូបទាំងពីរ ។ អង្កត់មុខកាត់ double-T នេះមានទទឹង $8\text{ ft}(2.44\text{ m})$ ។ គ្រឿងបន្លំនេះមាន clear span $80\text{ ft}(24.4\text{ m})$ ហើយប្រឈមនឹងបន្ទុកទំនាញអថេរពង្រាយស្មើ $W_L = 240\text{ plf}(3.5\text{ kN/m})$ និងសម្ពាធខ្យល់តាមទិសដេកពង្រាយស្មើដែលមានអាំងតង់ស៊ីតេ $p_w = 65\text{ plf}(0.95\text{ kN/m})$ នៅត្រង់ផ្ទៃប្រឈមនឹងទិសខ្យល់បក់ ហើយនៅត្រង់ផ្ទៃដែលមិនប្រឈមនឹងទិសខ្យល់បក់រងនូវសម្ពាធខ្យល់ $p_L = 40\text{ plf}(0.58\text{ kN/m})$ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៣១ ។ សិក្សាគណនាគ្រោង, prestressing tendon profile, និងទីតាំងរបស់ prestressing tendon សម្រាប់លក្ខខណ្ឌ service load និង ultimate load ។ ខាងក្រោមនេះជាទិន្នន័យដែលគេអោយ:

$$f_{pu} = 270,000\text{ psi}(1,862\text{ MPa}) \quad \text{សម្រាប់ low-relaxation tendons}$$

$$f_{ps} = 235,000\text{ psi}(1,620\text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 189,000\text{ psi}(1,303\text{ MPa})$$

កំហុតបង់សរុប = 21% , កំហុតបង់ក្រោយពេលអនុវត្តកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងមួយខែ = 17%

$$f_{pe} \text{ (មួយខែ)} = (1 - 0.17)189,000 = 156,870\text{ psi}(1,082\text{ MPa})$$

$$f_{pe} \text{ (ចុងក្រោយ)} = (1 - 0.21)189,000 = 149,310\text{ psi}(1,029\text{ MPa})$$

$$f'_c = 5,000\text{ psi}(34.5\text{ MPa})$$

$$f_c = 0.45 f'_c = 2,250\text{ psi}(15.5\text{ MPa})$$

$$f'_{ci} \cong 0.70 f'_c = 3,500\text{ psi}(24.1\text{ MPa})$$

$$f_{ci} = 0.6 f'_c = 2,100\text{ psi}(14.5\text{ MPa})$$

$$f_{ti} \text{ (កណ្តាលស្វែង)} = 3\sqrt{f'_{ci}} = 177\text{ psi}$$

$$f_{ti} \text{ (ទម្រង់)} = 6\sqrt{f'_{ci}} = 355\text{ psi}$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c} \text{ ទៅ } 12\sqrt{f'_c} = 425 \text{ ទៅ } 849\text{ psi}(5.85\text{ MPa})$$

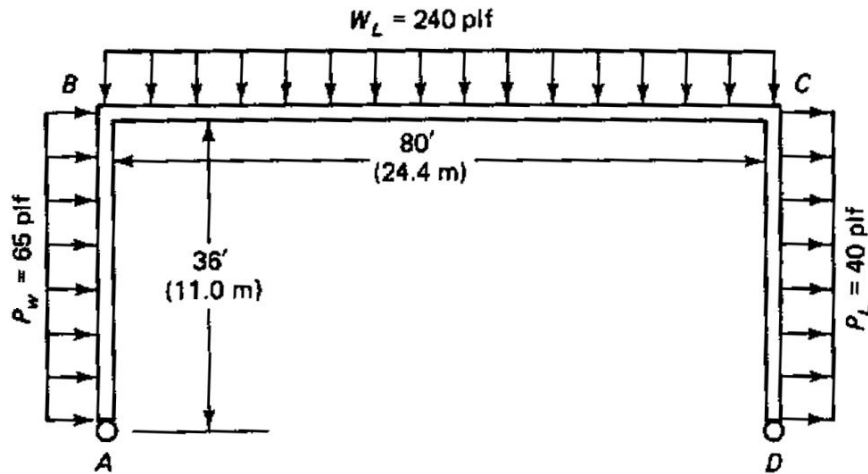


Figure 6.31 Portal frame in Example 6.7.

ដំណោះស្រាយ:

ផ្ចិត BC

ការវិភាគដំបូង (Preliminary analysis)

សន្មតថាបន្ទុកផ្ទាល់ $W_D = 600 \text{ plf}$ (8.8 kN/m) ។ បន្ទាប់មកពិសមីការ 6.9e មេគុណភាពរឹងក្រាញ (stiffness coefficient) គឺ

$$C_1 = \frac{1}{12 \left(\frac{2}{3}k + 1 \right)}$$

ដែល
$$k = \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l}$$

សន្មតថា នៅដំណាក់កាលនេះ $I_b = I_c$, ដែល I_b ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់ផ្ចិត BC ហើយ I_c ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់សសរ AB និង DC ។ នោះ

$$k = \frac{h}{l} \times 1.0 = \frac{36}{80} = 0.45$$

ពីដ្យាក្រាមសម្រាប់ខ្សែកោង C_1 នៅក្នុងរូបទី ៦.២៦, $C_1 = 0.064$ ។ កំហុសបង់សរុបដែលអោយ = 21% , ដូចនេះគេបាន $\gamma = 0.79$ ។

សន្មត concrete topping កម្រាស់ 2in. ($f'_c = 3,000 \text{ psi}$ ទម្ងន់ស្រោល) , insulation និង water-proofing 5psf ។

$$W_{SD} = \left(\frac{2}{12} \times 110 + 5 \right) 8 \text{ ft} = 187 \text{ plf}$$

គេសិក្សាគណនាផ្ទៃមុខ BC ជា concordant cable ដែលវាត្រូវធ្វើការជាផ្ទៃមុខប្រសាមញ្ញសម្រាប់ទម្ងន់ផ្ទាល់ W_D ។

ប៉ុន្តែគេគិតវាជាផ្ទៃមុខជាប់សម្រាប់ superimposed dead load W_{SD} និង live load W_L ដែលជាផ្នែករបស់

rigid portal frame ។ C-line ត្រូវតែត្រួតស៊ីគ្នាជាមួយនឹង cgs line ដោយសារ concordance ។ ដូចនេះ

ប្រសិនបើ $W_D \cong 600 \text{ plf}$ នោះពីសមីការ 6.9e ម៉ូម៉ង់កណ្តាលលែងគឺ

$$M = \left(\frac{1}{8} - C_1 \right) w l^2$$

ដូចនេះ
$$M_D = \frac{w l^2}{8} = \frac{600(80)^2}{8} \times 12 = 5.760 \times 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{SD} = \left(\frac{1}{8} - 0.064 \right) 187(80)^2 \times 12 = 0.876 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_L = \left(\frac{1}{8} - 0.064 \right) 240(80)^2 \times 12 = 1.124 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

សន្មត់ $f_t = 0$, បន្ទាប់មក ពីសមីការ 4.4b ម៉ូឌុលមុខកាត់ (section modulus) អប្បបរមានៅសរសៃខាង

ក្រោមសម្រាប់មុខកាត់ប្រសិទ្ធភាពត្រូវបានអោយដោយ

$$S_b \geq \frac{(1-\gamma)M_D + M_{SD} + M_L}{f_t - f_{ci}}$$

ឬ
$$S_b = \frac{(1-0.79)5.760 \cdot 10^6 + 0.876 \cdot 10^6 + 1.124 \cdot 10^6}{0 - 0.79(-2,100)} = 1,935 \text{ in.}$$

មុខកាត់ដែលមាន section modulus ក្បែរនឹងតម្លៃខាងលើគឺ PCI 8DT32+2 Double-T ប្រភេទ 168-DI

ជាមួយនឹង concrete topping កម្រាស់ 2in. ។

Properties of Preliminary Section

Property	Untopped	Topped
A_c (in. ²)	567	759
I_c (in. ⁴)	55,464	71,886
$r^2 = I_c / A_c$ (in. ²)	97.8	94.7
c_b (in.)	21.21	23.66
c_t (in.)	10.79	10.34
S' (in. ³)	5,140	6,952
S_b (in. ³)	2,615	3,038
W_D (plf)	591	738

$$e_e = 8.21in.(20.9cm)$$

$$e_c = 17.46in.(44.3cm)$$

Stress-relieved strand 270-K អង្កត់ផ្ចិត 1/2in.(12.7mm) ចំនួន 16

$$A_{ps} = 16 \times 0.153 = 2.45in.^2(15.8cm^2)$$

វិភាគមុខកាត់នៅពេលផ្ទេរកម្លាំងប្រកុងត្រាំង

(a) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង ($e_c = 17.46in.$)

$$M_D = 5.76 \cdot 10^6 \times \frac{591}{600} = 5.673 \cdot 10^6 in.-lb$$

$$\text{ដែល } 591 = \frac{567}{12 \times 12} \times 150 plf$$

ពីសមីការ 4.1a

$$f^t = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \leq f_{ti}$$

$$P_i = A_{ps} f_{pi} = 2.45 \times 189,000 = 463,050 lb$$

$$f^t = -\frac{463,050}{567} \left(1 - \frac{17.46 \times 10.79}{97.8} \right) - \frac{5.673 \cdot 10^6}{5,140}$$

$$= -347 psi(C), \text{ មិនរងកម្លាំងទាញ } O.K.$$

ដាក់ដែកធម្មតានៅសរសៃខាងលើនៅកណ្តាលល្វែងដើម្បីការពារកុងត្រាំងទាញដែលអាចកើតមាន ។

ពីសមីការ 4.1 b

$$f_b = -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b}$$

$$= -\frac{463,050}{567} \left(1 + \frac{17.46 \times 21.21}{97.8} \right) + \frac{5.673 \cdot 10^6}{2,615}$$

$$= -1,740 psi(C) < f_{ci} = 2,100 psi \quad O.K.$$

(b) មុខកាត់ត្រង់ទម្រ ($e_e = 8.21in.$)

$$f^t = \frac{463,050}{567} \left(1 - \frac{8.21 \times 10.79}{97.8} \right) - 0$$

$$= -76.9 psi(C), \text{ មិនរងការទាញ } O.K.$$

$$f_b = \frac{463,050}{567} \left(1 + \frac{8.21 \times 21.21}{97.8} \right) + 0$$

$$= -2,271 psi(C)(15.7 MPa) > f_{ci} = 2,100 psi \quad \text{មិនបំពេញលក្ខខណ្ឌ}$$

ដូចនេះ គេត្រូវបន្ថយទំហំរបស់កម្លាំងប្រកុងត្រាំងដោយអោយដែកប្រកុងត្រាំងខ្លះមិនស្ថិតលើប្រវែង 15% ពី

ផ្ទៃទម្រ ឬផ្លាស់ប្តូរចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon ។ ប្រសិនបើគេអនុវត្តបច្ចេកទេសលើកមុន ដោយអោយដែកប្រកុង

ត្រាំងបួនមិនស្ថិតលើប្រវែង $0.15 \times 80 \text{ ft} = 12 \text{ ft} (366 \text{ cm})$ ពីទម្រង់ ដែលប្រលែង anchorage របស់ grouted strand ចំនួនបួន។ យើងទទួលបាន

$$A_{ps} = (16 - 4)0.153 = 1.836 \text{ in.}^2$$

$$P_i = 1.836 \times 189,000 = 347,004 \text{ lb} (1,543 \text{ kN})$$

$$f_b = -\frac{347,004}{567} \left(1 + \frac{8.21 \times 21.21}{97.8} \right) + 0$$

$$= -1,701.6 \text{ psi} < 2,100 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$

វិភាគសាររបស់គ្រោង

ជ្រើសរើស double-T ជាជញ្ជាំងសម្រាប់គ្រោង និងឧបមាថា e_b និង S_b តំណាងអោយផ្ទៃខាងក្រៅ និងឧបមាថា e_t និង S_t តំណាងអោយផ្ទៃខាងក្នុងរបស់មុខកាត់ T បញ្ឈរ។ ដោយសារគេបានសន្មតថា $I_b = I_c$ ក្នុងការគណនាមេគុណភាពរឹងក្រាញ (stiffness coefficient) k ពីខាងដើម ដូចនេះគេក៏ជ្រើសរើស 8DT32 ដែលមានទម្រង់ hinged ។ អង្កត់បញ្ឈរនឹងធ្វើការជាអង្កត់រងការសង្កត់ដែលប្រឈមនឹងបន្ទុកតាមអ័ក្សធំ និងម្ល៉ឹង ពិត ។ ម្ល៉ឹងពិតកើតឡើងពីបន្ទុកខ្យល់ និងម្ល៉ឹងពិតដែលផ្ទេរពីផ្ទៃ BC ។ នៅក្នុងករណីបែបនេះ គេនិយមដាក់ ពង្រាយដៃកប្រែក្នុងត្រាំងក្នុងមុខកាត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៣២ ដែលប្រៀបធៀបមុខកាត់ផ្ទៃ និងមុខកាត់ សសរ។

សន្មតថាអ័ក្សរបស់ទីប្រជុំទម្ងន់នៃដៃកប្រែក្នុងត្រាំងត្រួតស៊ីគ្នាជាមួយនឹង cgs line ហើយសិក្សាគណនា ការបែងចែក strand ដោយអនុលោមទៅតាម

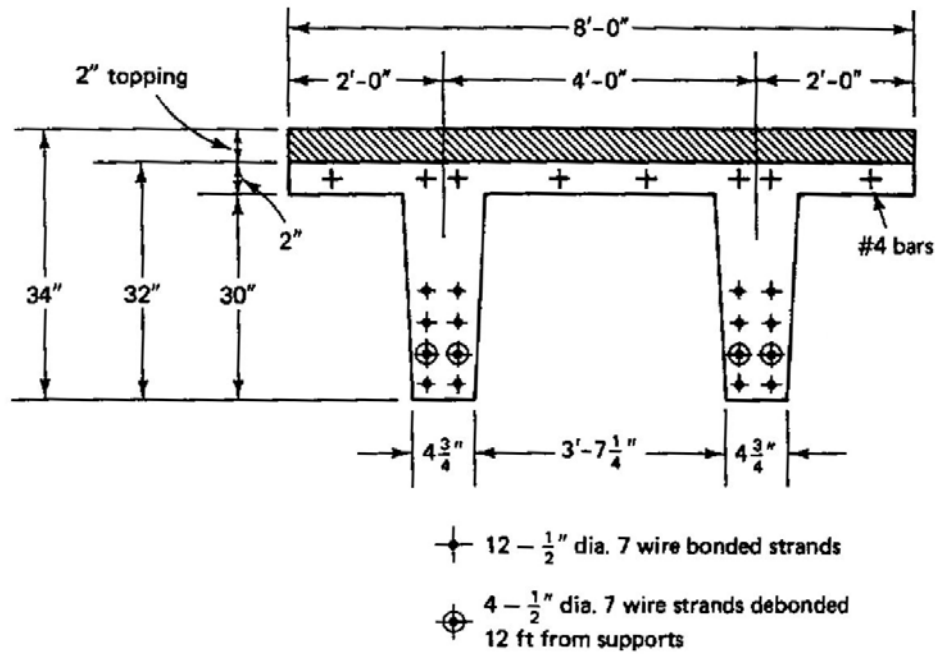
$$e_c = e_e = 0$$

សាកល្បងប្រើ lox-relaxation strand 270-K ដែលមានអង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.} (12.7 \text{ mm})$ ចំនួន 20

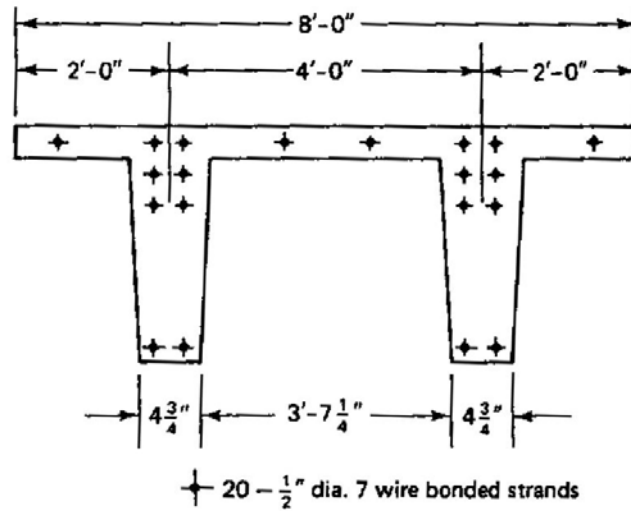
$$A_{ps} = 20 \times 0.153 = 3.06 \text{ in.}^2$$

$$P_i = A_{ps} f_{pi} = 3.06 \times 189,000 = 587,340 \text{ lb}$$

$$f^t = f_b = -\frac{P_i}{A_c} \pm 0 = -\frac{587,340}{567} = -1,020 \text{ psi} (C) < f_{ci} = 2,100 \text{ psi} \quad \text{O.K.}$$



(a)



(b)

Figure 6.32 Details of beam and wall double-T's in Example 6.7. (a) Horizontal beam standard PCI section 8DT32 + 2 (168-D1). (b) Vertical wall section 8DT32 with twenty 1/2-in. dia. strands with $e_c = e_e = 0$.

ម៉ូម៉ង់ពត់ និងប្រតិកម្មក្រោមអំពើ service load**ផ្ទឹម BC**ដំណាក់កាលមានតែបន្ទុកផ្ទាល់ W_D សន្មតថាប្រវែងរបស់ផ្ទឹមចាក់ស្រាប់គឺ $80 - 1.3 = 78.7 \text{ ft}$ ។ នោះម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងគឺ

$$M_E = \frac{wl^2}{8} = \frac{591(78.7)^2}{8} \times 12 = 5,491 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ប្រតិកម្មនៅត្រង់ column-wall bracket support គឺ

$$R_D = 591 \times \frac{78.7}{2} = 23,256 \text{ lb}$$

ដំណាក់កាលមាន composite topping W_{SD} គេមានម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងគឺ $M_{SD} = 0.876 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$

ម៉ូម៉ង់ត្រង់ទម្រង់

$$\begin{aligned} M_B = M_C &= \frac{wl^2}{8} - 0.876 \cdot 10^6 \\ &= \frac{187(80)^2 \times 12}{8} - 0.876 \cdot 10^6 = 0.949 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} \end{aligned}$$

ការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញគេមាន $d = 32 + 2 - 2.5 = 31.5 \text{ in.}$ b ផ្នែករងការសង្កត់ $= 2 \times 4.75 = 9.50 \text{ in.}$ $d_p = c_b + e_e = 21.21 + 8.21 = 29.42 \text{ in.}$ ឬ $d_p = 0.8h = 0.8 \times 32 = 25.6 \text{ in.}$ ដោយ

យកមួយណាដែលធំជាង ដូចនេះ $d_p = 29.42 \text{ in.}$ ហើយសន្មតប្រើដែកធម្មតា 2#5 សម្រាប់ជើងទ្រនុង មួយនៅត្រង់ផ្នែករងការសង្កត់ និង 2#7 ក្នុងជើងទ្រនុងមួយនៅត្រង់ផ្នែករងការទាញនៃផ្ទឹម និងសសរ ។ យើងទទួលបាន

$$A'_s = 4 \times 0.305 = 1.22 \text{ in.}^2$$

$$\omega' = \frac{A'_s}{bd} \frac{f_y}{f'_c} = \frac{1.22}{9.5 \times 31.5} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.0489$$

$$A_s = 4 \times 0.60 = 2.40 \text{ in.}^2$$

$$\omega = \frac{A_s}{bdf'_c} = \frac{2.40}{9.5 \times 31.5} \times \frac{60,000}{5,000} = 0.0962$$

យក $\omega_p = (A_{ps} / b d_p) (f_{ps} / f'_c) = 0$ ដោយសារដែកប្រែក្នុងត្រាំងមិនជាប់នៅត្រង់កាច់ជ្រុងរបស់ portal frame ។ បន្ទាប់មក $\omega_p + (d / d_p) (\omega - \omega') = 0 + (31.5 / 29.42) \times (0.0962 - 0.0489)$

$= 0.0506$ ។ ហើយ $0.24\beta_1 = 0.24 \times 0.80 = 0.192 > 0.0506$ ។ ដូចនេះ $\varepsilon_t > 0.0075$ ។

$$a = \frac{A_s f_y}{0.85 f'_c b} = \frac{4 \times 0.60 \times 60,000}{0.85 \times 5,000 \times 9.5} = 3.57 \text{ in.}$$

$$c = \frac{3.57}{0.80} = 4.46 \text{ in.}$$

$$\varepsilon_t = 0.003 \left(\frac{d_t}{c} - 1 \right) = 0.003 \left(\frac{31.5}{4.46} - 1 \right) = 0.0181$$

$1000\varepsilon_t = 1000 \times 0.0181 = 18.1\% < 20\%$ ដែកកំណត់ដែលអនុញ្ញាត, O.K.

ដោយសារការវិលដែលមានតម្លៃធំអាចកើតមាននៅត្រង់តំណសមាសរបស់គ្រោងនេះ ប្រើភាគរយបែងចែកម្ល៉ឹងឡើងវិញដែលត្រូវបានកាត់បន្ថយស្មើនឹង 12% នៅក្នុងអង្កត់ដេករបស់គ្រោង ។

ដូចនេះ ប្រើមេគុណបែងចែកម្ល៉ឹងឡើងវិញ 0.12 សម្រាប់ផ្ទេរម្ល៉ឹងពីកាត់ជ្រុង B និង C ទៅកណ្តាលល្វែងរបស់គ្រោង 12% ។ ដូចគ្នា គេគួរប្រើបន្ទះដែកសម្រាប់ការតភ្ជាប់នៅត្រង់តំណខាងលើរបស់គ្រោង ហើយគេត្រូវសិក្សាគណនាបន្ទះដែកនោះដើម្បីផ្តល់លទ្ធភាពក្នុងការផ្ទេរម្ល៉ឹងយ៉ាងតិច 12% នៃម្ល៉ឹងទម្រង់របស់អង្កត់ដេកទៅកណ្តាលល្វែង ។ នោះ ម្ល៉ឹងដែលបានកែតម្រូវ $M_B = M_C = (1 - 0.12)0.919 \cdot 10^6 = 0.809 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$ ហើយម្ល៉ឹងកណ្តាលល្វែងដែលកែតម្រូវ $M_E = 0.876 \times 10^6 \times 1.12 = 0.981 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$ និងប្រតិកម្មដែលកើតពី superimposed dead load នៅត្រង់ទម្រ $R_{SD} = (187 \times 80) / 2 = 7,480 \text{ lb}$ ។

ដំណាក់កាលទ្របន្ទុកអថេរ W_L

ម្ល៉ឹងនៅកណ្តាលល្វែងគឺ $M_L = 1.124 \times 10^6 \text{ in.-lb}$ ។ ដូចនេះ ម្ល៉ឹងពត់ត្រង់ទម្ររបស់ផ្ទៃមុខ

$$M_B = M_C = \frac{240(80)^2 \times 12}{8} - 1.124 \times 10^6$$

$$= 1.180 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$$

ម្ល៉ឹងអេឡាស្ទិចកែតម្រូវ $M_C = (1 - 0.12) \times 1.180 \times 10^6 = 1.038 \times 10^6 \text{ in.-lb}$ និងម្ល៉ឹងកណ្តាលល្វែងកែតម្រូវ $M_L = 1.124 \cdot 10^6 \times 1.12 = 1.259 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$ ។ ប្រតិកម្មបន្ទុកអថេរនៅត្រង់ទម្រឈរគឺ

$$R_L = \frac{240 \times 80}{2} = 9,600 \text{ lb}$$

ដំណាក់កាលរងសម្ពាធខ្យល់

ពីសមីការ 6.11h និង 6.11i

$$M_B = (C_4 - 0.5)ph^2$$

$$M_C = -(1 - C_4)ph^2$$

ពីខាងដើម

$$k = \frac{I_b}{I_c} \frac{h}{l} = 0.45 \text{ សម្រាប់ } I_b = I_c$$

ពីដ្យាក្រាមក្នុងរូបទី ៦.២៦ សម្រាប់ខ្សែកោង C_4 , $C_4 = 0.73$

ម៉ូម៉ង់ M_B នៅផ្នែកឈមនឹងទិសខ្យល់បក់

$$M_{B1} = (0.73 - 0.5)65(36)^2 \times 12 = 232,502 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{B2} = (1 - 0.73)40(36)^2 \times 12 = 167,961 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_B \text{ សរុប} = 232,502 + 167,961 = 400,463 \text{ in.} - \text{lb}$$

ម៉ូម៉ង់ M_C នៅផ្នែកដែលមិនឈមនឹងទិសខ្យល់បក់

$$M_{C1} = -(1 - 0.73)65(36)^2 \times 12 = -272,938 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{C2} = -(0.73 - 0.5)40(36)^2 \times 12 = -143,078 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_C \text{ សរុប} = -272,938 - 143,078 = -416,016 \text{ in.} - \text{lb}$$

ម៉ូម៉ង់កើតពីសម្ពាធខ្យល់ដែលមានតម្លៃធំជាងគេគឺ $M_W = 416,016 \text{ in.} - \text{lb}$ ដោយសារខ្យល់អាចបក់ពីខាងស្តាំ ឬខាងឆ្វេង ។

ពីសមីការ 6.11a ប្រតិកម្មតាមទិសបញ្ឈរនៅត្រង់ចំណុច A និង D ដែលបណ្តាលមកពីខ្យល់គឺ

$$R_{WA} = -\frac{1}{2} ph \frac{h}{l} = -\frac{(65 + 40)(36)^2}{2 \times 80} = -851 \text{ lb}$$

$$R_{WD} = +\frac{1}{2} ph \frac{h}{l} = +851 \text{ lb}$$

ម៉ូម៉ង់ និងបន្ទុកដែលបណ្តាលពីឥទ្ធិពលរយៈពេលវែង

ម៉ូម៉ង់ដែលទប់ការវិលនៅផ្នែកខាងចុងនៅត្រង់ចំណុច B និង C ដែលបណ្តាលពីកំហាត់បង់ប្រែក្នុងត្រាំង

រយៈពេលវែង

រូបទី ៦.៣៣ បង្ហាញពីការបែងចែកម៉ូម៉ង់នៅលើអង្កត់ BC ។ ក្រោយពេលអនុវត្តកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងរយៈពេលមួយខែ យើងមាន៖

$$f_{pe1} = 156,870 \text{ psi}$$

$$P_e \text{ កណ្តាលល្វែង} = 16 \times 0.153 \times 156,870 = 384,018 \text{ lb}$$

$$P_e \text{ ត្រង់ទម្រង់} = (16 - 4) \times 0.153 \times 156,870 = 288,013 \text{ lb}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែង } M_E = 384,018 \times 17.46 = 6.705 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់លើទម្រង់ } M_B = 288,013 \times 8.21 = 2.364 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ចំណាកផ្ចិតនៅត្រង់មុខកាត់ F ដែលមានដែកប្រែក្នុងត្រាំងបួនមិនស្អិត (debonded) គឺ

$$e_F = (17.46 - 8.21) \frac{12}{40} + 8.21 = 10.99 \text{ in.}$$

ហើយម៉ូម៉ង់នៅត្រង់មុខកាត់ F គឺ

$$M_F = 384,018 \times 10.99 = 4.220 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$$

M_F ដែលថយចុះដោយសារភាពមិនស្មើគឺ $288,013 \times 10.99 = 3.165 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$

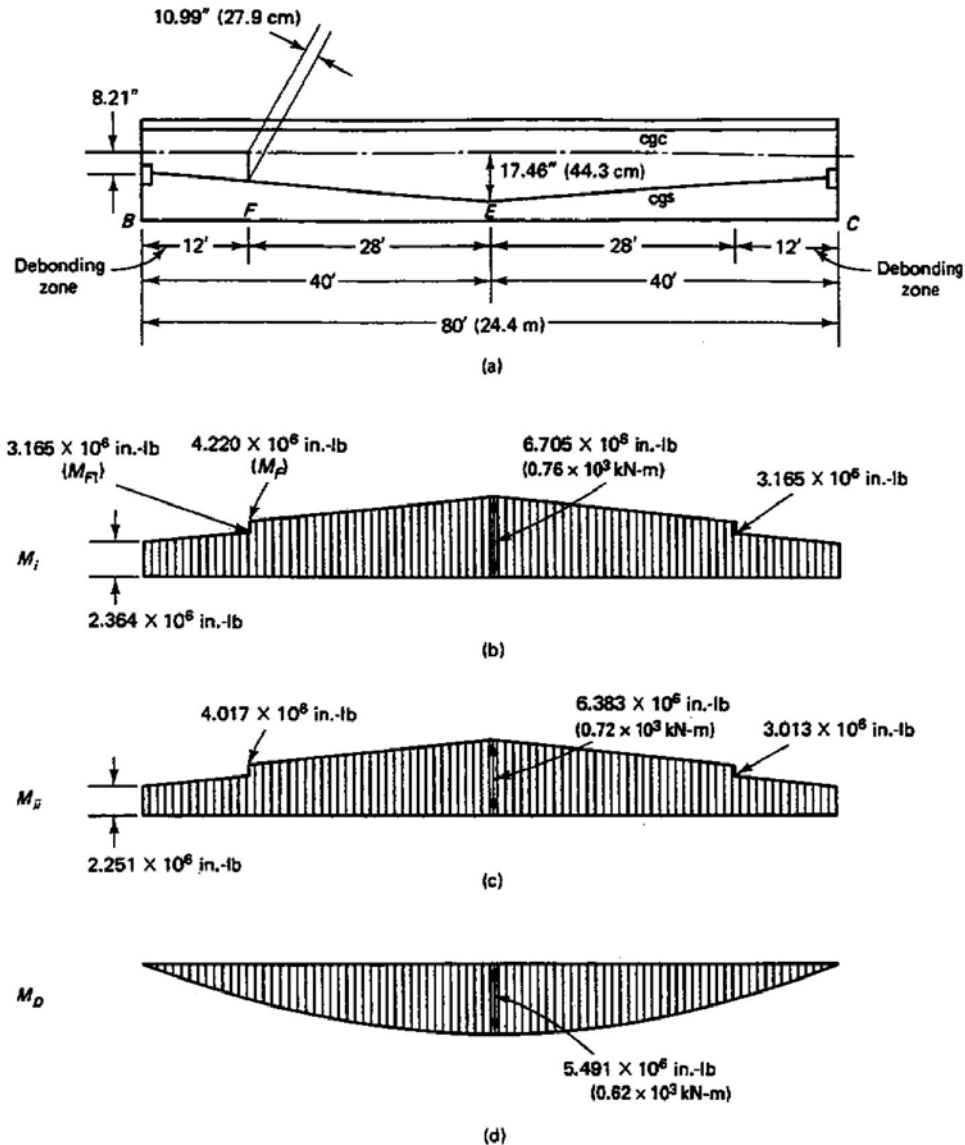


Figure 6.33 Bending moment diagrams for primary and self-weight moments for beam BC. (a) Tendon profile. (b) Prestressing moments one month after initial prestress. (c) Effective prestressing moment after all losses. (d) Beam BC self-weight moments.

ម៉ូម៉ង់ដែលកើតពី service load ក្រោយពេលកំហាត់បង់ទាំងអស់មានដូចខាងក្រោម:

$$f_{pe} = 149,310 \text{ psi}$$

$$f_{pe} / f_{pe1} = \frac{149,310}{156,870} = 0.952$$

$$M_E = 6.705 \cdot 10^6 \times 0.952 = 6.383 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_F = 4.220 \cdot 10^6 \times 0.952 = 4.017 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{F1} = 3.165 \cdot 10^6 \times 0.952 = 3.013 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_B = M_C = 2.364 \cdot 10^6 \times 0.952 = 2.251 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

មុំរង្វិលនៅត្រង់ចំណុច B និង C របស់ផ្ទៃក្រោយពេលអនុវត្តកម្លាំងប្រែក្លាយត្រាំងមួយខែ

$$\text{មុំរង្វិល } \theta = \frac{1}{E_c I_b} [Ml]$$

ដើម្បីរកក្រឡាផ្ទៃរបស់ដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់សម្រាប់ពាក់កណ្តាលល្វែងដោយសារស៊ីមេទ្រី (i) បូកពាក់កណ្តាលនៃរូប ៦.៣៣ (b) ទៅនឹងពាក់កណ្តាលនៃរូបទី ៦.៣៣ (d) និង (ii) បូកពាក់កណ្តាលនៃរូបទី ៦.៣៣ (c) ទៅនឹងពាក់កណ្តាលនៃរូបទី ៦.៣៣ (d) ។ បន្ទាប់មកដក (ii) ពី (i) ដើម្បីទទួលបានមុំរង្វិលរបស់ផ្ទៃក្រោយនៅត្រង់ចំណុច B ឬ C ដែលវាគួរត្រូវបានទប់ដោយតំណផ្សារដើម្បីបង្កើតបានភាពជាប់នៅត្រង់កាច់ជ្រុង B និង C របស់ portal frame ។ យើងមាន៖

(i)

$$\begin{aligned} \theta E_c I_b \times 10^{-6} &= M_{(i)} l \quad \text{នៅពេលដំឡើងផ្ទៃក្រោយ} \\ &= 2.364 \times 12 \times 12 + (3.165 - 2.364) \times 12 \times 12 \times \frac{1}{2} + 4.220 \times 28 \times 12 \\ &\quad + (6.750 - 4.220) \times 28 \times 12 \times \frac{1}{2} - 5.491 \times 40 \times 12 \times \frac{2}{3} \\ &= 2,233.49 - 1,757.12 = 476.47 \end{aligned}$$

(ii)

$$\begin{aligned} \theta E_c I_b \times 10^{-6} &= M_{(ii)} l \quad \text{ក្រោមអំពើ service load} \\ &= 2.251 \times 12 \times 12 + (3.013 - 2.251) \times 12 \times 12 \times \frac{1}{2} + 4.017 \times 28 \times 12 \\ &\quad + (6.383 - 4.017) \times 28 \times 12 \times \frac{1}{2} - 5.491 \times 40 \times 12 \times \frac{2}{3} \\ &= 2,126.21 - 1,757.12 = 369.09 \end{aligned}$$

មុំរង្វិល θ នៅត្រង់ចំណុច B ឬចំណុច C ដែលកើតពីការកាត់បន្ថយកម្លាំងប្រែក្លាយត្រាំងដែលបណ្តាលពីកំហុតបង់រយៈពេលវែងគឺ

$$\frac{1}{E_c I_b} (476.37 - 369.09) 10^6 = \frac{107.3 \cdot 10^6}{E_c I_b}$$

ប្រសិនបើ M_r ជាម៉ូម៉ង់ពត់នៅត្រង់តំណផ្សារដើម្បីទប់អង្កត់កុំអោយរិល នោះគេបាន

$$\text{មុំរង្វិល } \theta = \frac{M_r l / 2}{E_c I_b} = \frac{M_r \times 480}{E_c I_b}$$

ដោយអោយអង្គខាងស្តាំនៃសមីការទាំងពីរខាងលើស្មើគ្នា យើងបាន

$$\frac{107.3 \cdot 10^6}{E_c I_b} = \frac{480 M_r}{E_c I_b}$$

$$M_r = \frac{107.3 \cdot 10^6}{480} = 0.224 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ម៉ូម៉ង់ដែលបានពីកំហុសបង្វែរពេលវែងដោយសារ creep និង shrinkage

(a) Creep

$$P_i = 463,050 \text{ lb}$$

$$P_e \text{ នៅពេលដំឡើង} = 384,018 \text{ lb}$$

វាជាការល្អក្នុងការគិត creep force ជាតម្លៃមធ្យមនៃ P_i និង P_e ។ ដូចនេះ

$$\varepsilon_{CR} = \frac{1}{A_c E_c} \left[\left(\frac{P_i + P_e}{2} \right) C_u \right]$$

យកមេគុណ creep $C_u = 2.25$

$$E_c = 57,000 \sqrt{f'_c} = 57,000 \sqrt{5,000} = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

$$\varepsilon_{CR} = \frac{1}{567 \times 4.03 \cdot 10^6} \left(\frac{463,050 + 384,018}{2} \times 2.25 \right) = 417 \cdot 10^{-6} \text{ in.} / \text{in.}$$

(b) Shrinkage

ពីសមីការ 3.14, shrinkage strain ពីពេលដំឡើងថ្មី (៣០ថ្ងៃក្រោយពេលអនុវត្តកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង) រហូតដល់មួយឆ្នាំក្រោយគឺ

$$\varepsilon_{SH} = 8.2 \cdot 10^{-6} K_{SH} \left(1 - 0.06 \frac{V}{S} \right) (100 - RH)$$

ក្នុងករណីនេះ $V / S = 1.79$, ហើយប្រសិនបើយើងសន្មតថា $RH = 75\%$, នោះពីតារាង ៣.៦ ដែល

រៀបរាប់ថាក្រោយពេល ៣០ថ្ងៃទៅដល់ ១ឆ្នាំ $K_{SH} = 0.45$, យើងបាន

$$\begin{aligned} \varepsilon_{SH} &= 8.2 \cdot 10^{-6} \times 0.45 (1 - 0.06 \times 1.79) (100 - 75) \\ &= 82.3 \cdot 10^{-6} \text{ in.} / \text{in.} \end{aligned}$$

ដូចនេះ deformation strain សរុបដែលបណ្តាលពី creep និង shrinkage គឺ $(417 + 82.3) 10^{-6}$
 $= 499.3 \cdot 10^{-6} \text{ in.} / \text{in.}$

ពីសមីការ 6.14

$$M_B = M_C = \frac{3}{(2k + 3)} \frac{E_c I_c}{h} \varepsilon_{BC}$$

ពីខាងដើម មេគុណភាពរឹងក្រាញ (stiffness coefficient) $k = 0.45$ និង $E_c = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi}$ ។ ដូចគ្នា

សម្រាប់អង្កត់ចាក់ស្រាប់ $I_c = 55,464 \text{ in.}^4$, ដូចនេះ

$$M_B = M_C = \frac{3}{(2 \times 0.45 + 3)} \times \frac{4.03 \cdot 10^6 \times 55,464}{36 \times 12} \times 499.3 \cdot 10^{-6}$$

$$= 198,724 \text{ in.} - \text{lb} = 0.199 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលមកពីឥទ្ធិពលរយៈពេលវែងនឹងបង្កើតក្នុងត្រាំងទាញនៅផ្ទៃខាងក្នុងរបស់អង្កត់បញ្ជ្រាវ និងផ្ទៃខាងក្រោមរបស់អង្កត់ដេក ។ ជារឿយៗ គេគួរគិតកំហាតបង់ដោយសារ elastic shortening អោយបាន សុក្រិត ។

ម៉ូម៉ង់ និងក្នុងត្រាំងចុងក្រោយនៅក្នុងផ្ទៃដេក BC

មុខកាត់កណ្តាលល្វែង ($e_c = 17.46 \text{ in.}$)

$$M_D = 5.491 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} (0.62 \cdot 10^3 \text{ kN.m})$$

$$M_{SD} = 0.981 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_L = 1.259 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_r = 0.224 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_{CR+SH} = 0.199 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ក្រោយកំហាតបង់ទាំងអស់ $P_e = 2.45 \times 149,310 = 365,810 \text{ lb}$

Superimposed moment គឺ

$$M_T = M_{SD} + M_L + M_r + M_{CR+SH}$$

$$= (0.981 + 1.259 + 0.224 + 0.199) 10^6 = 2.663 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} + \frac{M_T}{S_{bc}}$$

$$= -\frac{365,810}{567} \left(1 - \frac{17.46 \times 10.79}{97.8} \right) - \frac{5.491 \times 10^6}{5,140} - \frac{2.663 \times 10^6}{6,952}$$

$$= -112 \text{ psi}(C), \text{ មិនរងការទាញ, O.K.}$$

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} - \frac{M_T}{S_c^t}$$

$$= -\frac{365,810}{567} \left(1 - \frac{17.46 \times 10.79}{97.8} \right) - \frac{5.491 \cdot 10^6}{5,140} - \frac{2.663 \cdot 10^6}{6,952}$$

$$= -854 \text{ psi}(C) < f_c = 2,250 \text{ psi O.K.}$$

មុខកាត់ត្រង់ទ្រូម ($e_e = 8.21 \text{ in.}$)

$$M_D = 0$$

$$M_{SD} = 0.809 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_L = 1.038 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_W = 0.416 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

ដោយមិនគិតបញ្ចូល relief moment ដែលបណ្តាលពី rotation, creep និង shrinkage ដែលបង្ក
អោយមានកុងត្រាំងសង្កត់។ ម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានសរុបនៅត្រង់ទម្រង់ B ឬ C គឺ

$$-M_T = (0.809 + 1.038 + 0.416)10^6 = 2.26 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

មុខកាត់នៅត្រង់ទម្រង់ B និង C ជាបេតុងអារម៉េ virtual ។ P_e សម្រាប់ 12 strand នៅត្រង់ទម្រង់នីមួយៗ
ក្រោយពេលកំណត់បង់ = 274,133 lb ហើយ

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{274,133}{567} \left(1 - \frac{8.21 \times 10.79}{97.8} \right) + 0 + \frac{2.26 \times 10^6}{6,952} \\ &= +280 \text{ psi} (T) < f_t = 12 \sqrt{f'_c} = 849 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ដាក់ដែកធម្មតាសម្រាប់បង់ទល់នឹងកុងត្រាំងទាញទាំងអស់។ ដូចគ្នា

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{274,133}{567} \left(1 + \frac{8.21 \times 21.21}{97.8} \right) - 0 - \frac{2.26 \cdot 10^6}{3,038} \\ &= -2,088 \text{ psi} (C) < f_c = 2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ពីសមីការ 4.31d

$$\begin{aligned} M_u &= 1.2 \times 0.809 \cdot 10^6 + 1.6(1.038 \cdot 10^6) + 1.0(0.416 \cdot 10^6) \\ &= 3.05 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb} \end{aligned}$$

$$M_n \text{ ត្រូវការ} = \frac{M_u}{\phi} = \frac{3.05 \cdot 10^6}{0.90} = 3.39 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_n = A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right)$$

$$\text{សន្មត់ដៃឃ្លាស់ម៉ូម៉ង់ } d - a/2 \cong 0.9d = 0.9 \times 31.5 = 28.35 \text{ in.}$$

$$\text{នោះ } 3.39 \cdot 10^6 = A_s \times 60,000 \times 28.35$$

$$A_s = \frac{3.39 \cdot 10^6}{60,000 \times 28.35} = 1.99 \text{ in.}^2 (12.0 \text{ cm}^2)$$

$$\begin{aligned} a &= \frac{A_s f_y}{0.85 f'_c b} = \frac{1.99 \times 60,000}{0.85 \times 5,000 \times 96} \\ &= 0.29 \text{ in.} (0.81 \text{ cm}) < h_f = 4 \text{ in.} \end{aligned}$$

ដូចនេះ គិតជាមុខកាត់ចតុកោណ

$$d - \frac{a}{2} = 31.5 - \frac{0.29}{2} = 31.3 \text{ in.} (79.5 \text{ cm})$$

$$A_s = \frac{3.39 \cdot 10^6}{60,000 \times 31.3} = 1.81 \text{ in.}^2 (12.3 \text{ cm}^2)$$

ប្រើដែក 2#7 (អង្កត់ផ្ចិត 22mm) ក្នុងទ្រនុងជើងនីមួយៗ ។

$$A_s = 4 \times 0.6 = 2.4 \text{ in.}^2 > 1.81 \text{ in.}^2 \quad \text{O.K.}$$

ម៉ូម៉ង់ និងកុងត្រាំងចុងក្រោយនៅក្នុងជញ្ជាំងសសរ AB និង BC

បន្ទុកដោយផ្ទាល់នៅលើសសរគឺ

$$R_D + R_{SD} + R_L + R_W = 23,256 + 7,480 + 9,600 + 851 = 41,187 \text{ lb} (183 \text{ kN})$$

ដោយសន្មត់ចំណាកផ្ចិតស្មើនឹង 15in. នោះម៉ូម៉ង់ M_D ក្លាយជា

$$M_D = 41,187 \times 15 = 0.617 \cdot 10^6 \text{ in.} \cdot \text{lb}$$

$$M_{SD} = 0.809 \cdot 10^6 \text{ in.} \cdot \text{lb}$$

$$M_L = 1.038 \cdot 10^6 \text{ in.} \cdot \text{lb}$$

$$M_E = 0.416 \cdot 10^6 \text{ in.} \cdot \text{lb}$$

ម៉ូម៉ង់សរុបគឺ

$$\begin{aligned} M_T &= (0.617 + 0.809 + 1.038 + 0.416) 10^6 \\ &= 2.880 \cdot 10^6 \text{ in.} \cdot \text{lb} (0.33 \cdot 10^3 \text{ kN} \cdot \text{m}) \end{aligned}$$

សម្រាប់ជញ្ជាំងមួយឯកតាមាន 20 strands

$$P_e = A_{ps} f_{pe} = 3.06 \times 149,310 = 456,887 \text{ lb} (2,032 \text{ kN})$$

$$\begin{aligned} f_b (\text{ផ្ទៃខាងក្រៅ}) &= -\frac{P_e}{A_c} - \frac{P}{A_c} + \frac{M_T}{S_b} \\ &= -\frac{456,887}{567} - \frac{41,187}{567} + \frac{2.880 \cdot 10^6}{2,615} \\ &= +223 \text{ psi} (T) \leq 849 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_t (\text{ផ្ទៃខាងក្នុង}) &= -\frac{P_e}{A_c} - \frac{P}{A_c} - \frac{M_T}{S^t} \\ &= -\frac{456,887}{567} - \frac{41,187}{567} - \frac{2.880 \cdot 10^6}{5,140} \\ &= -1,439 \text{ psi} (C) (9.9 \text{ MPa}) < f_c = 2,250 \text{ psi} (15.5 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

ដូចនេះ ប្រើ double-T section 8DT32 សម្រាប់ជញ្ជាំងដោយប្រើ 7-wire 270-K low-relaxation strands អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. (12.7mm) ចំនួន 20 ដែលតម្រូវដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៣២ ។ ដូចគ្នាប្រើ double-T section 8DT32+2(168-D1) សម្រាប់ផ្ទៃម ប្រើ AB ដែលប្រើ 7-wire 270-K low-relaxation strands ដែលមាន strand 4 មិនស្ថិតលើប្រវែង 12 ft (3.66 in.) ពីផ្នែកបស់ទម្រ ។

រូបទី ៦.៣៤ បង្ហាញនូវប្លង់លំអិតរបស់ portal frame បេតុងប្រកុងត្រាំង ។ ការសិក្សាគណនាសរុបមានពាក់ព័ន្ធនឹងការសិក្សាគណនា vertical wall brackets, វេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ វេស៊ីស្តង់ការពត់បង្គោល និងត្រួតពិនិត្យ serviceability ក៏ដូចជាលំអិតតំណផ្សាររវាងថ្នម និងសសរដែលទ្រ ។

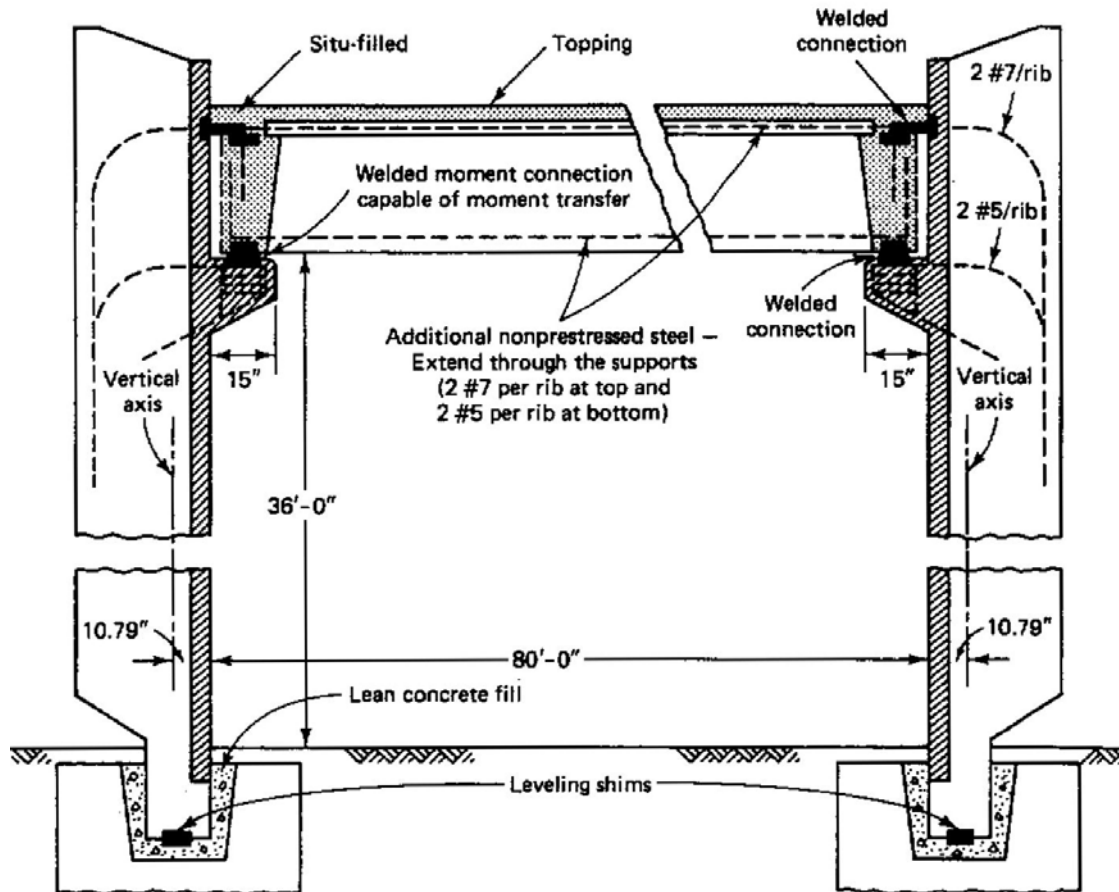


Figure 6.34 Sectional elevation and connection details of frame in Example 6.7.

៦.១៣. ការសិក្សាគណនា (វិភាគ) កំណត់នៃថ្នម និងគ្រោងមិនកំណត់

Limit Design (Analysis) of Indeterminate Beams and Frames

អ្វីដែលបានរៀបរាប់ពីខាងលើគឺបង្ហាញពីការសិក្សាគណនាសមាមាត្ររបស់មុខកាត់ ដូចជាមុខកាត់កណ្តាលល្វែង និងមុខកាត់ត្រង់ទម្រង់ដោយប្រើមេគុណបែងចែកឡើងវិញ (redistribution factor) p_D សម្រាប់ភាពជាប់តាមលក្ខណៈការពិសោធដែលផ្តល់អោយដោយ code ។ មេគុណភាពជាប់សន្មត់ថាដាក់តាមបណ្តោយអ័ក្សដែលគ្រប់គ្រាន់ត្រូវដាក់នៅត្រង់តំបន់ជាប់ដែលគ្រោះថ្នាក់ដើម្បីគ្រប់គ្រងកម្រិតស្នាមប្រេះនៅត្រង់តំបន់នោះ ។

វិធីគណនាបែបនេះមិនចាំបាច់ត្រូវការដំណោះស្រាយថ្នម ឬគ្រោងជាប់ស្ថាទិចកំណត់ដែលមានប្រសិទ្ធភាពជាងគេទេ ដោយសារតែមិនគិតការបែងចែកឡើងវិញពេញលេញក្រោមអំពើ ultimate load ។ ដោយសារបន្ទុក

អនុវត្តន៍កើនឡើងបន្តិចម្តងៗរហូតដល់គ្រឿងបង្កទាំងមូលធ្វើការដល់លទ្ធភាពកំណត់របស់វា នោះមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ដូចជានៅត្រង់ទម្រ ឬនៅកាច់ជ្រុងរបស់គ្រោង បង្កើតស្នាមប្រេះដែលមានលក្ខណៈឆ្លង់ ហើយមុំម្ខាងមានតម្លៃធំដែលសម្រាប់ការអនុវត្ត សន្លាក់ប្លាស្ទិច (plastic hinge) ត្រូវបានបង្កើតឡើង។ ប្រសិនបើចំនួន plastic hinges ដែលកើតមានស្មើចំនួនភាពមិនកំណត់ (indeterminacies) នោះរចនាសម្ព័ន្ធនឹងក្លាយជាគ្រឿងបង្កកំណត់ដែលគេអាចអនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញពេញលេញ (full redistribution of moment) នៅលើគ្រឿងបង្កនោះបាន។ ជាមួយនឹងការបង្កើតសន្លាក់បន្ថែម គ្រឿងបង្កក្លាយទៅជា mechanism ដែលចង់រលំ។

ការសិក្សាវិភាគគ្រឿងបង្កដោយការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញពេញលេញ (full moment redistribution) ត្រូវបានគេអោយឈ្មោះថា ការវិភាគប្លាស្ទិច (plastic analysis) ឬការវិភាគកំណត់ (limit analysis) ។ ដោយសារបេតុងប្រេះយ៉ាងខ្លាំងក្រោមអំពើបន្ទុកលើសធំ (high overload) អ្នកសិក្សាគណនាអាចដាក់ plastic hinge នៅទីតាំងដែលធ្វើអោយអង្គត់បេតុងបាក់ ឬធ្វើអោយរឹងគ្រប់គ្រាន់នៅគ្រប់មុខកាត់ទាំងអស់ដោយកាត់បន្ថយ ឬបង្កើនភាគរយដែកដោយមិនធ្វើអោយមានការផ្លាស់ប្តូរភាពរឹងក្រាញរបស់អង្គត់។ ការកំណត់សមាមាត្រមុខកាត់តាមលក្ខណៈ flexibility នេះមិនអាចធ្វើទៅបានសម្រាប់ការសិក្សាគណនាគ្រឿងបង្កដែក ដែលទីតាំងរបស់ plastic hinge ត្រូវបានទទួលពី mechanism ដែលកំណត់ដោយ upper bound solution និង lower bound solution ។

៦.១៣.ក. Method of Imposed Rotation

ទីតាំងរបស់ plastic hinge ត្រូវស្ថិតនៅទីតាំងរបស់ម៉ូម៉ង់អេឡាស្ទិចអតិបរមាសម្រាប់បន្ទុកទំនាញ និងបន្ទុកខ្យល់។ ទីតាំងទាំងនេះកើតមាននៅត្រង់ទម្រកណ្តាលរបស់ផ្ទឹមជាប់ ឬកាច់ជ្រុងរបស់ beam-column នៃគ្រោង ដូចឃើញនៅក្នុង portal frame នៃរូបទី ៦.៣៥។ ដោយធ្វើផលបូករូប (a) លើរូប (b) គេឃើញយ៉ាងច្បាស់ថាម៉ូម៉ង់អេឡាស្ទិចអតិបរមាកើតមាននៅត្រង់កាច់ជ្រុង C ។ ដោយសារម៉ូម៉ង់ប្លាស្ទិចជាម៉ូម៉ង់បន្ថែម (magnification) ទៅលើម៉ូម៉ង់អេឡាស្ទិច នោះទីតាំងសម្រាប់ការកើតមាន plastic hinge គឺនៅត្រង់កាច់ជ្រុង។

ដោយសារគ្រឿងបង្កជាគ្រឿងបង្កមិនកំណត់មួយដ៏ក្រ នោះមានតែសន្លាក់មួយប៉ុណ្ណោះកើតមាននៅលើគ្រោង ABC ដែលជាគ្រោងដើមសម្រាប់ដាក់សន្លាក់ ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៦.៣៥(e) ដែលត្រូវបានបង់លេខតាមលំដាប់នៃការកើតមាន plastic hinge ។

រចនាសម្ព័ន្ធនៅក្នុងរូបទី ៦.៣៥ (e) មានចំនួនមិនកំណត់ 9 ដូចនេះ plastic hinge ចំនួន 9 ត្រូវបានបង្កើតឡើង។ សន្លាក់ទី 10 ធ្វើអោយគ្រឿងបង្កុំក្លាយទៅជា mechanism ដែលរលំ។ ចំណាំថា គេមិនអនុញ្ញាតអោយបង្កើត plastic hinge នៅត្រង់កណ្តាលល្វែងរបស់អង្គត់ដេកទេ។

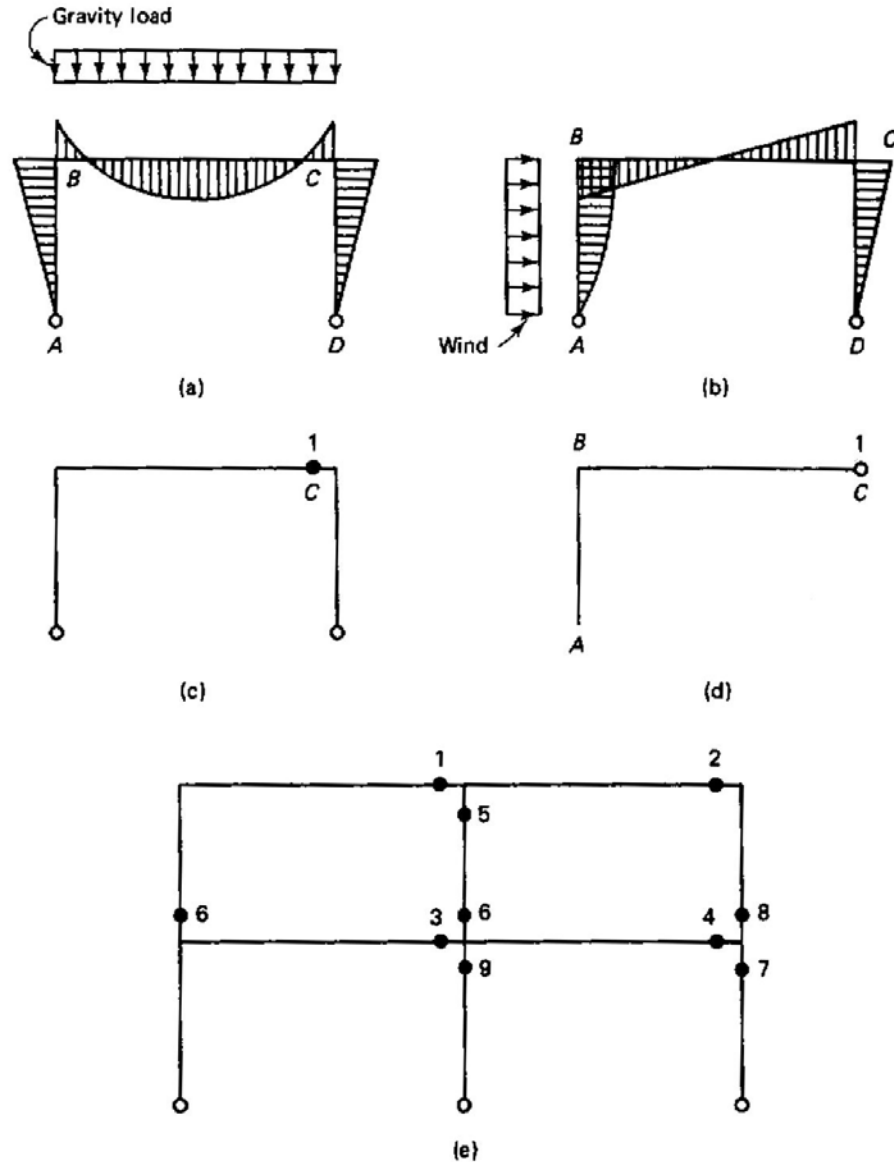


Figure 6.35 Imposed plastic hinges in concrete frames. (a) Gravity-load elastic moment. (b) Wind-load intensity moments. (c) Hinge 1 at C reducing frame to statically determinate. (d) Basic plastic frame. (e) Succession of plastic hinges in two-span, two-level frame.

ម៉ូម៉ង់បង្កើតឡើងដែលកើតមាននៅក្នុងសន្លាក់ 1, 2, 3,...,n ត្រូវបានសម្គាល់ដោយ $\bar{X}_1, \bar{X}_2, \bar{X}_3, \dots, \bar{X}_n$ ហើយត្រូវបានសន្មតថាវាមានរក្សាតម្លៃរបស់វានៅពេលដែលគ្រឿងបង្កុំខូចទ្រង់ទ្រាយ។ ដូចនេះ ដើរវ៉ែន strain

energy សរុប U ធៀបនឹងម៉ូម៉ង់ប្លាស្ទិចដែលសន្មត់ $\bar{X}_i$ នៅត្រង់សន្លាក់ i មានតម្លៃស្មើនឹងមុំរង្វិលប្លាស្ទិចនៅត្រង់សន្លាក់នោះ

$$\frac{\delta U}{\delta \bar{X}_i} = -\theta_i \quad (6.16)$$

ប្រសិនបើគេសន្មត់ δ_{ik} ជា relative rotation នៅត្រង់សន្លាក់ទី i ដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់មួយឯកតានៅត្រង់សន្លាក់ទី k ។ ពី reciprocal theorem របស់ Maxwell $\delta_{ik} = \delta_{ki}$ ។ គេអោយហៅមេគុណ δ_{ik} ជាមេគុណឥទ្ធិពល (influence coefficient) ដោយសារវាដើរឡើងបំណាស់ទី ឬមុំរង្វិលនៅត្រង់មុខកាត់ពិសេសដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់ឯកតានៅត្រង់មុខកាត់ផ្សេងទៀត ដែល $\delta_{ik} = -\theta_i$ ។

ពីគោលការណ៍របស់ virtual work

$$\delta_{ik} = \sum \int_0^l \frac{M_i M_k}{E_c I} d_s \quad (6.17)$$

ដូចនេះ
$$\sum \int_0^l \frac{M_i M_k}{E_c I} d_s = -\theta_i \quad (6.18)$$

អង្គខាងឆ្វេងរបស់សមីការ 6.18 បង្ហាញពីអាំងតេក្រាលនៃផលគុណរបស់ក្រឡាផ្ទៃនៃដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ M_i និងអរដោនេនៃដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ M_k នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ M_i ។ ជំនួស δ_{i0} និង δ_{ik} សម្រាប់ M_k យើងទទួលបាន

$$\delta_{i0} + \sum_{k=1}^{k=n} \delta_{ik} \bar{X}_k = -\theta_i \quad (6.19)$$

វាជារចនាសម្ព័ន្ធដែលមាន plastic hinge n ដើម្បីធ្វើអោយវាទៅជាគ្រឿងបង្កស្ថានភាពកំណត់:

$$\begin{aligned} \delta_{i0} + \delta_{i1} \bar{X}_1 + \delta_{i2} \bar{X}_2 + \dots + \delta_{in} \bar{X}_n &= -\theta_i \\ \delta_{20} + \delta_{21} \bar{X}_1 + \delta_{22} \bar{X}_2 + \dots + \delta_{2n} \bar{X}_n &= -\theta_2 \\ \dots \\ \delta_{n0} + \delta_{n1} \bar{X}_1 + \delta_{n2} \bar{X}_2 + \dots + \delta_{nn} \bar{X}_n &= -\theta_n \end{aligned} \quad (6.20)$$

ចំនួនសមីការស្មើនឹងចំនួនលើស (redundancies) ឬចំនួនមិនកំណត់ (indeterminates) ។ ដោយការសាកល្បង និងកែតម្រូវ (trial and adjustment) នៃម៉ូម៉ង់ប្លាស្ទិច $\bar{X}_1, \dots, \bar{X}_n$ នៅក្នុងដំណោះស្រាយនៃសមីការ 6.20 សម្រាប់មុំរង្វិលប្លាស្ទិចអនុញ្ញាតអតិបរមានៃសន្លាក់ដែលវិលធំជាងគេ θ_1 គេទទួលបានម៉ូម៉ង់ប្លាស្ទិចនៅត្រង់ទម្រង់ និងចុងសរសរសម្រាប់ការសិក្សាគណនាគ្រឿងបង្កបេតុងជាលក្ខណៈប្លាស្ទិច ។ គេត្រូវជ្រើសរើសតម្លៃម៉ូម៉ង់ប្លាស្ទិច $\bar{X}_1, \bar{X}_2, \dots, \bar{X}_n$ ដើម្បីទទួលបានមុំរង្វិលប្លាស្ទិច $\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_n$ ដែលធ្វើអោយការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញពេលលេញនៅទូទាំងគ្រឿងបង្ក ។

ការដោះស្រាយរកមេគុណឥទ្ធិពល (influence coefficient) δ_{ik} នៅក្នុងសមីការ 6.20 អោយ

$$\delta_{ik} = \frac{A_i}{E_i} \eta \quad (6.21)$$

ដែល A_i ជាក្រឡាផ្ទៃក្រោមអំពើរបស់ដ្យាក្រាម primary bending moment M_i ហើយ η ជាអរដោនេនៃដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ M_k ក្រោមទីប្រជុំមូលនៃដ្យាក្រាម M_i ។ ជាឧទាហរណ៍ នៅក្នុងរូបទី ៦.៣៦ គេទទួលបាន influence coefficient δ_{01} ដោយធ្វើ superpose នៃដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ M_0 នៃ primary structure ជាមួយនឹងដ្យាក្រាម $\bar{X}_1$ នៃ redundant structure ដែលកើតឡើងដោយការបង្កើតសន្លាក់លេខ 1 ។ យើងមាន

$$A_i = \frac{2}{3} la$$

ហើយ η ក្រោមទីប្រជុំមូលរបស់ដ្យាក្រាម $M_0 = c/2$ នោះយើងបាន

$$\delta_{01} = -\frac{1}{EI} \left(\frac{2}{3} la \right) \left(\frac{c}{a} \right) = -\frac{1}{3EI} lac$$

គេទទួលបាន δ_{11} ពីការធ្វើ superpose នៃ redundant structure $\bar{X}_1$ ខ្លួនឯង

$$A_i = \frac{1}{2} la$$

$$\eta = \frac{2}{3} c$$

$$\delta_{11} = -\frac{1}{EI} \left(\frac{1}{2} la \times \frac{2}{3} c \right) = -\frac{1}{3EI} lac$$

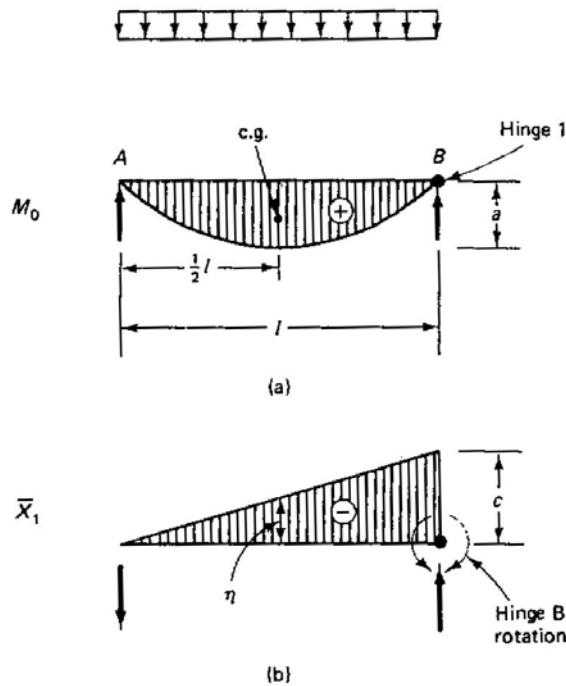
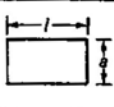
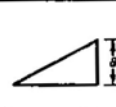
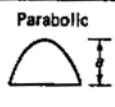
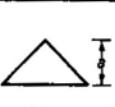
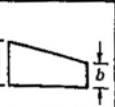
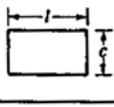
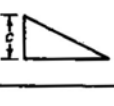
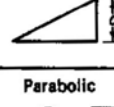
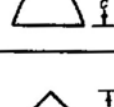
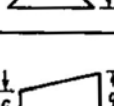
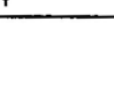


Figure 6.36 Influence coefficient determination from superposing M_0 and $\bar{X}_1$. (a) Primary structure moment. (b) Redundant structure moment.

តារាង ៦.១ ផ្តល់នូវតម្លៃ $\int M_i M_k ds$ សម្រាប់កំណត់តម្លៃ influence coefficient δ_{ik} សម្រាប់ការបង្កើនផ្ទៃក្រឡា primary moment និង redundant moment ។ វាជាជំនួយសម្រាប់អ្នកសិក្សាគណនាក្នុងការបង្កើត និងដោះស្រាយសំណួរនៃសមីការ 6.20 សម្រាប់ប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កើនកំណត់គ្រប់ប្រភេទ ។

Table 6.1 Product Integral Values $\int M_i M_k ds$ for Various Moment Combinations $EI \delta_{ik}$

$M_i \backslash M_k$						
	lac	$\frac{1}{2} lac$	$\frac{1}{2} lac$	$\frac{2}{3} lac$	$\frac{1}{2} lac$	$\frac{1}{2} l (a + b) c$
	$\frac{1}{2} lac$	$\frac{1}{3} lac$	$\frac{1}{6} lac$	$\frac{1}{3} lac$	$\frac{1}{4} lac$	$\frac{1}{6} l (2a + b) c$
	$\frac{1}{2} lac$	$\frac{1}{6} lac$	$\frac{1}{3} lac$	$\frac{1}{3} lac$	$\frac{1}{4} lac$	$\frac{1}{6} l (a + 2b) c$
	$\frac{2}{3} lac$	$\frac{1}{3} lac$	$\frac{1}{3} lac$	$\frac{8}{15} lac$	$\frac{5}{12} lac$	$\frac{1}{3} l (a + b) c$
	$\frac{1}{2} lac$	$\frac{1}{4} lac$	$\frac{1}{4} lac$	$\frac{5}{12} lac$	$\frac{1}{3} lac$	$\frac{1}{4} l (a + b) c$
	$\frac{1}{2} l a (c + d)$	$\frac{1}{6} l a (2c + d)$	$\frac{1}{6} l a (c + 2d)$	$\frac{1}{3} l a (c + d)$	$\frac{1}{4} l a (c + d)$	$\frac{1}{6} l [a(2c + d) + b(2d + c)]$

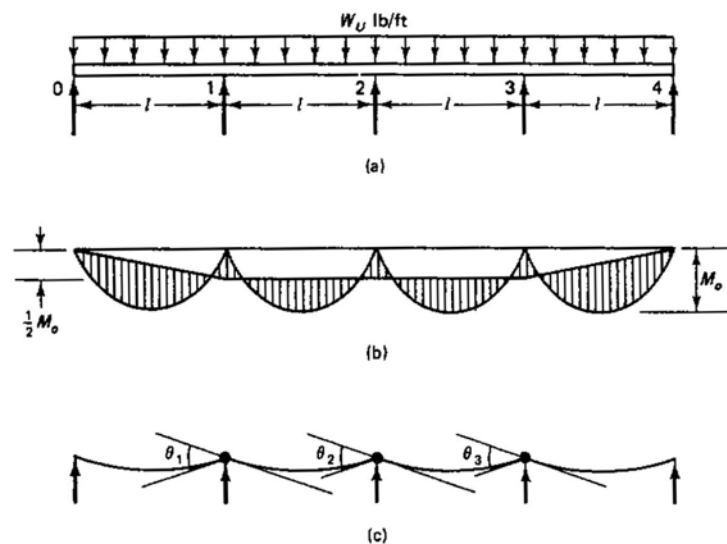


Figure 6.37 Primary moments and plastic hinge rotations in Example 6.8.

៦.១៣.ខ. ការកំណត់មុំរង្វិលសន្លាក់ប្លាស្ទិកនៅក្នុងធ្នឹមជាប់

Determination of Plastic Hinge Rotations in Continuous Beams

ឧទាហរណ៍: កំណត់មុំរង្វិលសន្លាក់ប្លាស្ទិកចាំបាច់នៅក្នុងធ្នឹមដែលមាន ៤ ល្វែងនៃឧទាហរណ៍ ៦.៣៧ ។ ធ្នឹមរងនូវ simple-span plastic moment M_0 ដែលជាហេតុធ្វើអោយម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងស្មើនឹងម៉ូម៉ង់ទម្រ $M_0/2$ មុននឹងមុំរង្វិលរបស់សន្លាក់ និងការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញពេញលេញកើតមាន ។

ដំណោះស្រាយ:

គ្រឿងបង្កនោះជាគ្រឿងបង្កស្ថានភាពមិនកំណត់ ៣ ដឺក្រេ ដូចនេះគេត្រូវបង្កើតសន្លាក់ចំនួនបីក្រោមដៃនៃកំណត់លីមីត ។ សន្មតថា អរដោនេអតិបរមា c នៃ redundant moment នៅត្រង់ទីតាំងសន្លាក់ស្មើនឹងមួយឯកតា ។ នោះ ពីតារាង ៦.១ និងសមីការ 6.38

$$EI\delta_{10} = -\frac{2}{3}M_0l$$

$$EI\delta_{11} = \frac{2}{3}l$$

$$EI\delta_{12} = \frac{1}{6}l$$

$$EI\delta_{13} = 0$$

ពីសមីការ 6.19

$$-\theta_1 = \delta_{10} + \delta_{11}\bar{X}_1 + \delta_{12}\bar{X}_2 + \delta_{13}\bar{X}_3$$

$$-EI\theta_1 = -\frac{2}{3}M_0l + 0.5M_0\left(\frac{2l}{3}\right) + 0.5M_0\left(\frac{l}{6}\right) + 0 = -\frac{M_0l}{4}$$

ដូចគ្នាម្តងទៀត ពីតារាង ៦.១ និងរូបទី ៦.៣៨

$$EI\delta_{20} = \frac{2}{3}M_0l\left(-\frac{1}{2}\right) + \frac{2}{3}M_0l\left(-\frac{1}{2}\right) = -\frac{2}{3}M_0l$$

$$EI\delta_{21} = \left(-\frac{l}{2}\right)\left(-\frac{1}{3}\right) = +\frac{1}{6}$$

$$EI\delta_{22} = 2\left(-\frac{l}{2}\right)\left(-\frac{2}{3}\right) = +\frac{2l}{3}$$

$$EI\delta_{23} = \left(-\frac{l}{2}\right)\left(-\frac{1}{3}\right) = +\frac{l}{6}$$

ពីសមីការ 6.19

$$-\theta_2 = \delta_{20} + \delta_{21}\bar{X}_1 + \delta_{22}\bar{X}_2 + \delta_{23}\bar{X}_3$$

$$-EI\theta_2 = -\frac{2}{3}M_0l + 0.5M_0\left(\frac{l}{6}\right) + 0.5M_0\left(\frac{2l}{3}\right) + 0.5M_0\left(\frac{l}{6}\right) = -\frac{M_0l}{6}$$

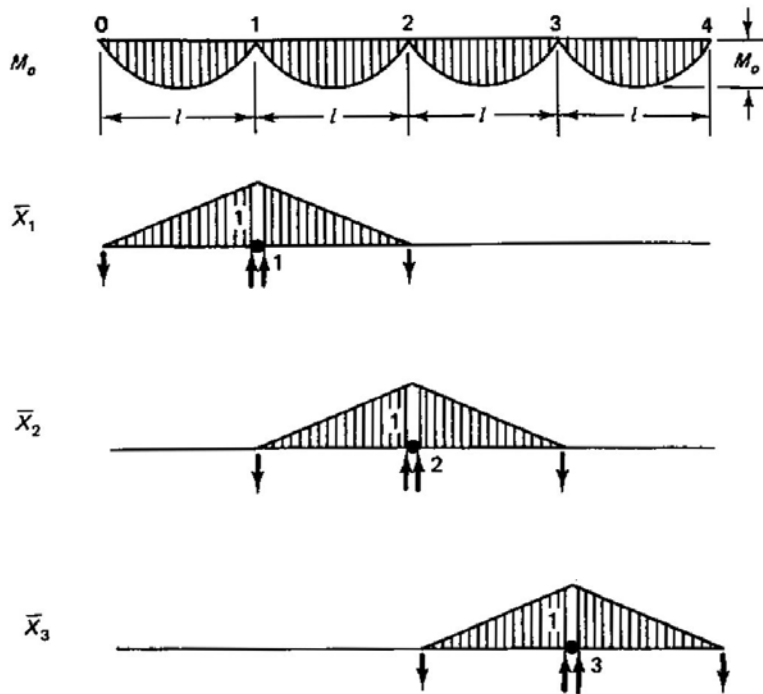


Figure 6.38 Primary and redundant moments in Example 6.8.

សម្រាប់ភាពស៊ីមេទ្រី, $\theta_3 = \theta_1$ ។ ដូចនេះ មុំរង្វិលត្រូវបានចែកចំណែកនៅក្នុងទម្រង់

$$\theta_1 = \frac{M_0 l}{4EI} = \theta_3$$

និង

$$\theta_2 = \frac{M_0 l}{6EI}$$

ដោយសារ $\theta_2 < \theta_1$ សន្លាក់ទីមួយត្រូវបានបង្កើត ហើយសន្លាក់ដែលលុបនៅក្នុងការគណនាគឺ

$$\theta_1 = \frac{M_0 l}{4EI}$$

ចំណាំថា គេអាចប្រើវិធីដែលប្រើនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៨ នៅក្នុង limit design នៃផ្ទៃមជ្ឈម្យាង និងគ្រោង ជាប់ច្រើនជាន់បាន ។ ដូចគ្នា គេត្រូវកំណត់សញ្ញាអោយបានត្រឹមត្រូវដោយគូរម៉ូឌុលទាំងអស់នៅផ្នែករងការទាញ របស់អង្គត់ ដូចការរៀបរាប់ពីខាងដើម ។

Table 6.2 Beam Moment Coefficients for Assigned Moments

Boundary condition	Moment type	Beam loaded by one concentrated load at midspan	All other beams
Span with ends restrained	Negative	0.37	0.50
	Positive	0.42	0.33
Span with one end restrained	Negative	0.56	0.75
	Positive	0.50	0.46

ការណែនាំក្នុងផ្នែកខាងលើអោយនូវគោលការណ៍នៃ imposed rotations approach ដែលមាននៅក្នុង ទ្រឹស្តីរបស់ Baker ។ គេមានវិធីជាច្រើនទៀតដែលស្នើឡើងដោយ Cohn, Sawyer និង Furlong ។ វិធីរបស់ Cohn គឺឈរលើតម្រូវការនៃ limit equilibrium និង serviceability ជាមួយនឹងការត្រួតពិនិត្យ rotational compatibility តាមក្រោយ ។ វិធីរបស់ Sawyer គឺឈរលើតម្រូវការនៃ limit equilibrium និង rotational compatibility ជាមួយនឹងការត្រួតពិនិត្យ serviceability តាមក្រោយ ។

វិធីរបស់ Furlong ឈរលើការប្រើ ultimate moment សម្រាប់គំរូនៃការដាក់បន្ទុកជាច្រើនបែបនៅលើ ផ្ទៃជាប់ដែលបំពេញលក្ខខណ្ឌរបស់ serviceability និង limit equilibrium សម្រាប់ករណីដែលអាក្រក់បំផុត ។ មុខកាត់ត្រូវបានពង្រឹងដោយដែកតាមរបៀបដែល ultimate moment strength សម្រាប់ស្វែងរកមួយៗធំជាង ឬស្មើនឹង ultimate moment អតិបរមា M_o ដែលកើតមាននៅក្នុងស្វែង នៅពេលដែលចុងអាទិវិលដោយសេរី ហើយមេគុណម៉ូម៉ង់ k_1 សម្រាប់លក្ខខណ្ឌព្រំដែន (boundary condition) ផ្សេងៗត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ៦.២ ។

៦.១៣.ក. លទ្ធភាពនៃមុំង្វិលរបស់សន្លាក់ប្លាស្ទិច

Rotational Capacity of Plastic Hinges

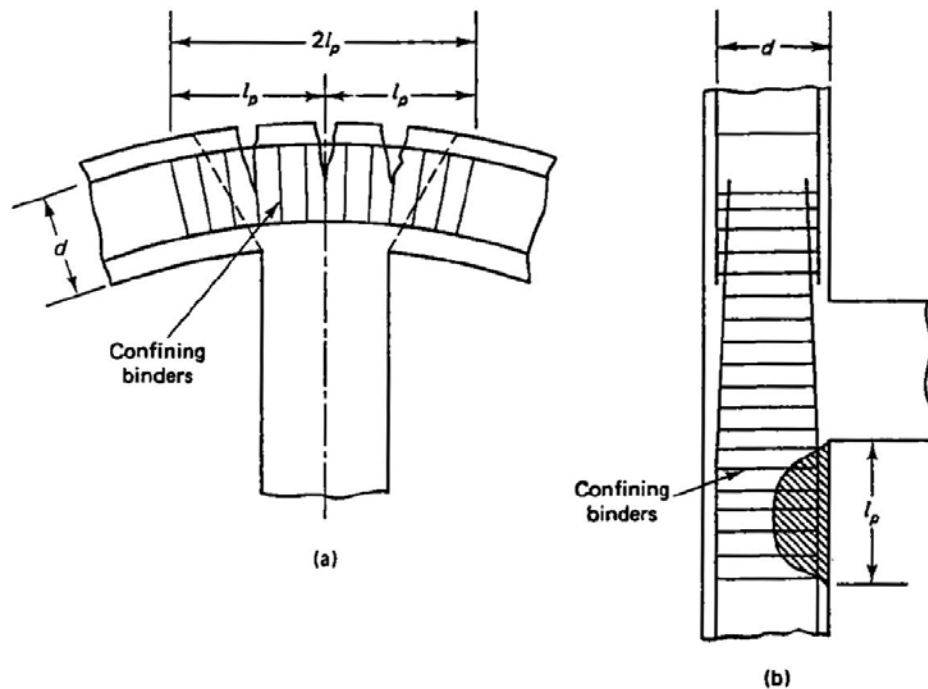


Figure 6.39 Plasticity zones l_p in plastic hinges. (a) Tensile hinge. (b) Compressive hinge.

មុំរង្វិល (rotation) ជាបម្រែបម្រួលសរុបនៃជម្រាល (slope) តាមបណ្តោយប្រវែងក្នុងស្ថានភាព (plasticity length) ខ្លីដែលប្រមូលផ្តុំនៅតំបន់សន្លាក់ ។ គេអាចបកស្រាយថាវាជាមុំដែលមិនជាប់ (angle of discontinuity) រវាងផ្នែកក្នុងស្ថានភាពនៃអង្គនៅលើខាងណាមួយនៃសន្លាក់ក្នុងស្ថានភាព ។ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៣៩ គេមានសន្លាក់ពីរប្រភេទគឺ សន្លាក់ទាញ (tensile hinge) និងសន្លាក់សង្កត់ (compressive hinge) ។ ដើម្បីអោយសន្លាក់ទីមួយដែលកើតមាននៅក្នុងគ្រឿងបង្ក (ជាទូទៅសន្លាក់ដែលគ្រោះថ្នាក់) អាចរលាយដោយមិនបាក់រហូតដល់សន្លាក់ទី n កើតមាន គេត្រូវធ្វើអោយមុខកាត់បេតុងនៅត្រង់សន្លាក់ទីមួយមានលក្ខណៈស្និត (ductile) គ្រប់គ្រាន់ពេញ section core confinement មានលទ្ធភាពទ្រទ្រង់មុំរង្វិលបាន ។ គេត្រូវអនុវត្តដូចគ្នាសម្រាប់ tension hinge និង compression hinge ដែលគេទទួលបាន confinement របស់ស្នូលបេតុងតាមរយៈការប្រមូលផ្តុំដែកកងបិទជិតនៅត្រង់ទម្រ និងចុងសសរ ។ ដ្យាក្រាមគំរូដែលបង្ហាញពីការកើនឡើងនៃមុំរង្វិលទៅតាមការកើនឡើងនៃ confining reinforcement ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៦.៤០ ។

ប្រវែងក្នុងស្ថានភាព (plasticity length) l_p កំណត់នូវការរីករាលដាលនៃស្នាមប្រេះដែលគ្រោះថ្នាក់ និងទំហំនៃ rotation របស់សន្លាក់ ។ ដូចនេះ គេចាំបាច់ត្រូវកំណត់ទំហំនៃ l_p តាមរយៈការប្រើ spaced ties ជិតៗ ឬដែកកងបិទជិត ។ Strain capacity របស់បេតុងនៅត្រង់មុខកាត់ដែលប្រើដែកកងញឹក (confined section) អាចនឹងកើតឡើងយ៉ាងធំ ដូចការបង្ហាញរបស់ការពិសោធជាច្រើន ដែលរួមមាន Nawy ។ សមីការដែលបានពីការពិសោធជាច្រើនត្រូវបានបង្កើតឡើងដោយ Baker, Corley, Nawy, Sawyer និង Mattock ។

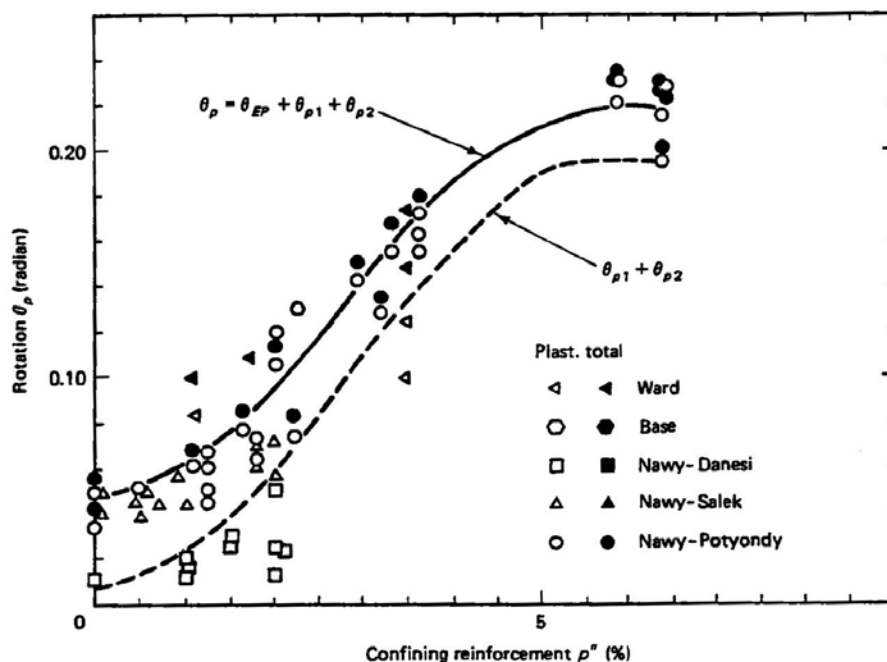


Figure 6.40 Comparison of plastic rotation with results of other authors.

សមីការសម្រាប់ plasticity length l_p និង concrete strain ε_c គឺ

$$l_p = 0.5d + 0.05Z \quad (6.22)$$

$$\text{និង } \varepsilon_c = 0.003 + 0.02 \frac{b}{Z} + 0.2\rho_s \quad (6.23)$$

ដែល d = កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពរបស់ឆ្នឹម

Z = ចម្ងាយពីមុខកាត់ព្រោះថ្នាក់ទៅចំណុចរបត់

ρ_s = ផលធៀបនៃមាឌរបស់ confining binder steel (ដែលរួមបញ្ចូលទាំងដែករងការសង្កត់)

លើមាឌរបស់ concrete core

l_p = ពាក់កណ្តាលនៃ plasticity length នៅលើផ្ទៃម្ខាងៗនៃអ័ក្សរបស់សន្លាក់បញ្ចូល

សមីការ 6.22 អាចមានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពជាងនៅពេលដែល ρ_s មានតម្លៃធំ ។

នៅពេលដែលគេកំណត់ concrete strain ε_c រួចហើយ គេក៏អាចកំណត់មុំរង្វិល (angle of rotation)

របស់ plastic hinge ពីសមីការ

$$\theta_p = \left(\frac{\varepsilon_c}{c} - \frac{\varepsilon_{ce}}{kd} \right) l_p \quad (6.24)$$

ដែល c = កម្ពស់អ័ក្សលើតសម្រាប់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់

ε_{ce} = បម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងបេតុងនៅសរសៃខាងក្រៅបំផុតនៅពេលដែលគេទទួលបាន yield curvature

kd = កម្ពស់អ័ក្សលើតដែលត្រូវគ្នានឹង ε_{ce}

ε_c = concrete compressive strain នៅខាងចុងនៃដែន inelastic ឬនៅស្ថានភាពកំណត់ពេលបាក់

ជាធម្មតា គេអាចប្រើ strain ε_{ce} ពេលរងបន្ទុកបាន នៅពេលដែល stain នៅក្នុងដែករងការទាញស្មើនឹង

yield strain $\varepsilon_y = f_y / E_s$ ។ គេអាចយកវាធំជាង ឬស្មើនឹង 0.001 mm/mm ដោយអាស្រ័យលើដែកទាញធ្វើ

ការដល់ yield មុនបេតុងបែកនៅត្រង់សរសៃសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតសម្រាប់ករណី overreinforced beam ក៏ដូច

ករណីឆ្នឹមប្រេកុងត្រាំងដែរឬអត់ ។ ប្រសិនបើបេតុងបែកមុន នោះ ε_{ce} នឹងមានតម្លៃធំជាង 0.001 mm/mm ។

គេណែនាំអោយយកដែកកំណត់របស់តម្លៃអនុញ្ញាត $\varepsilon_c = 1.0\%$ សម្រាប់ confined concrete ក្នុងការគណនា

rotation plastic អនុញ្ញាតអតិបរមា θ_p បើទោះបីជាគេអាចទទួលបាន strain របស់ confined concrete

មានតម្លៃធំស្មើនឹង 13% ក៏ដោយ ។

គេអាចប្រើអ្វីដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៦.១៣ នេះសម្រាប់គ្រឿងបង្កើនបេតុងអារម៉េ និងបេតុង

ប្រេកុងត្រាំងមិនកំណត់នៅក្នុងដែន plastic loading ដែលគេត្រូវធ្វើការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញពេញលេញ ។

ដោយសារមុខកាត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងមានស្នាមប្រេះ ហើយដែកប្រេកុងត្រាំងកើតមានការដកការសង្កត់

(decompression) នោះប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កើនបេតុងធ្វើការដូចប្រព័ន្ធបេតុងអារម៉េបន្តិចម្តងៗ ។ ដោយសារការដាក់

បន្ទុកទៅដល់ស្ថានភាពកំណត់ពេលបាក់ នោះគេរំពឹងថាការធ្វើការជាលក្ខណៈពិតបង្កោងរបស់អង្គត់បេតុងប្រកុង ត្រាំងមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងការធ្វើការរបស់អង្គត់បេតុងអារម៉េ ។

៦.១៣.ឃ. ការគណនាលទ្ធភាពនៃមុំង្វិលដែលអាចកើតមាន

Calculation of Available Rotational Capacity

ឧទាហរណ៍ ៦.៩៖ កំណត់ rational capacity ដែលមាំបាច់ និងដែលអាចកើតមាននៃ plastic hinge គ្រោះថ្នាក់ នៅក្នុងផ្ទៃបេតុងប្រកុងត្រាំងជាប់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៨ សម្រាប់ confined concrete និង unconfined concrete ។ គេអោយទិន្នន័យខាងក្រោម៖

$$M_u = \frac{1}{2} M_0 = 400bd^2$$

$$c = 0.28d$$

$$kd = 0.375d$$

$$\epsilon_{ce} = 0.001 \text{ in./in. នៅខាងចុងនៃដែនអេឡាស្ទិច}$$

$$\epsilon_c = 0.004 \text{ in./in. នៅខាងចុងនៃដែន inelastic សម្រាប់ unconfined section}$$

$$\text{តម្លៃអនុញ្ញាតអតិបរមា } \epsilon_c = 0.01 \text{ mm/mm សម្រាប់ confined section}$$

$$E_c I_c = 150,000bd^3 \text{ in.}^3 - lb$$

$$\frac{Z}{d} = 5.5$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi សម្រាប់ដែកធម្មតា (mild steel)}$$

ហើយគណនាផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់ l/d អនុញ្ញាតអតិបរមាសម្រាប់ផ្ទៃប្រសិនបើ full redistribution of moment កើតមាននៅស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ ។

ដំណោះស្រាយ៖

$$M_0 = 2 \times 400bd^2 = 800bd^2$$

ពីឧទាហរណ៍ ៦.៨

$$\theta_1 \text{ ដែលត្រូវការ} = \theta_3 = \frac{M_0 l}{4E_c I_c} = \frac{800bd^2 l}{4 \times 150,000bd^3} = \frac{1}{750} \frac{l}{d} \text{ radian}$$

$$\theta_2 \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{M_0 l}{6EI} = \frac{800bd^2 l}{6 \times 150,000bd^3} = \frac{1}{1,125} \frac{l}{d} \text{ radian}$$

ពីសមីការ 6.22

$$l_p = 0.5d + 0.05Z = 0.5d + 0.05 \times 5.5d = 0.775d$$

ប្រវែងច្បូនច្បាត (plasticity length) សរុបនៅលើផ្នែកទាំងសង្វាងនៃអ័ក្សរបស់សន្លាក់គឺ $2 \times 0.775d = 1.55d$

Unconfined section

ពីសមីការ 6.24

$$\theta_p \text{ ដែលអាចកើតមាន} = \left(\frac{\varepsilon_c}{c} - \frac{\varepsilon_{ce}}{kd} \right) l_p = \left(\frac{0.004}{0.28d} - \frac{0.001}{0.375d} \right) 1.55d = 0.018 \text{radian}$$

សម្រាប់ full moment redistribution

$$\begin{aligned} \frac{1}{750} \frac{l}{d} &\leq 0.018 & \text{ហើយ} & \frac{1}{1,125} \frac{l}{d} \leq 0.018 \\ \text{ឬ} \quad \frac{l}{d} &\leq 13.5 & \text{ហើយ} & \frac{l}{d} \leq 20.3 \end{aligned}$$

Confined section

តម្លៃអនុញ្ញាតអតិបរមា $\varepsilon_c = 0.01 \text{in./in.}$

$$\theta_p \text{ ដែលអាចកើតមាន} = \left(\frac{0.01}{0.28d} - \frac{0.001}{0.375d} \right) 1.55d = 0.051 \text{radian}$$

សម្រាប់ full moment redistribution

$$\begin{aligned} \frac{1}{750} \frac{l}{d} &\leq 0.051 & \text{ហើយ} & \frac{1}{1,125} \frac{l}{d} \leq 0.051 \\ \text{ឬ} \quad \frac{l}{d} &\leq 38.3 & \text{ហើយ} & \frac{l}{d} \leq 57.4 \end{aligned}$$

ដោយប្រៀបធៀបលទ្ធផលនៃ unconfined section នៅក្នុងករណីទីមួយទៅនឹង confined section នៅក្នុងករណីទីពីរ យើងឃើញថា confinement របស់បេតុងនៅតំបន់ plastic hinge អនុញ្ញាតអោយមុខកាត់ស្រាវ (slender) ជាងសម្រាប់លក្ខណៈច្បូនច្បាតពេញលេញ ដូចនេះគេទទួលបានប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កើនដែលមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាង ។

៦.១៣.ង. ត្រួតពិនិត្យសម្រាប់ Serviceability របស់មុំរង្វិលច្បូនច្បាត

Check for Plastic Rotation Serviceability

ឧទាហរណ៍ ៦.១០: ប្រសិនបើប្រើ closed-stirrup binder នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៩ ជាមួយនឹងផលធៀប binder $\rho_s = 0.025$ និង $l/d = 35$ ជាមួយនឹង c នៅពេលបាក់ស្មើនឹង $= 0.25d$ ផ្ទៀងផ្ទាត់ថាតើផ្ទៃមុខបំពេញកូន្មន rotation serviceability ប្រសិនបើ $b = d/2$ ។

ដំណោះស្រាយ:

$$\frac{Z}{d} = 5.5$$

ដូចនេះ
$$\frac{b}{Z} = \frac{1}{11}$$

ហើយ
$$\varepsilon_c \text{ ដែលអាចកើតមាន} = 0.003 + 0.02 \frac{b}{Z} + 0.2 \rho_s$$

$$= 0.003 + 0.02 \times \frac{1}{11} + 0.2 \times 0.025 = 0.0098 \text{ ឬ } 0.01 \text{ in./in.}$$

តម្លៃអតិបរមាអនុញ្ញាត $\varepsilon_c = 0.01 \text{ in./in.}$ ។ ដូចនេះ មុំរង្វិលបង្កឱ្យកើតមានដែលត្រូវគ្នានឹង $\varepsilon_c = 0.01$ គឺ

$$\theta_p = \left(\frac{0.01}{0.25d} - \frac{0.001}{0.375d} \right) 1.55d = 0.058 \text{ radian}$$

$$\theta_1 \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{1}{750} \frac{l}{d} = \frac{35}{750} = 0.046 \text{ radian}$$

$$\theta_2 \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{1}{1,125} \frac{l}{d} = \frac{35}{1,125} = 0.031 \text{ radian}$$

θ_p ដែលអាចកើតមាន $= 0.058 \text{ radian} > \theta$ ដែលត្រូវការ $= 0.046 \text{ radian}$ ។ ដូចនេះ ផ្ទៃបំពេញលក្ខខណ្ឌ serviceability សម្រាប់ plastic rotation ។

ការរៀបរាប់ពីខាងលើសម្រាប់ limit design នៃផ្ទៃ និងគ្រោងបេតុងអារម៉េ និងបេតុងប្រេកុងត្រាំងមិនកំណត់អនុញ្ញាតអោយ design engineer ផ្តល់នូវតំណដែលមានលក្ខណៈស្វិត (ductile connection) នៅត្រង់ beam-column support និងបង្កើតនូវ full moment redistribution ក្នុងគ្រឿងបង្កទាំងមូលដែលធ្វើអោយគេអាចប្រើស៊ីស្តង់របស់ប្រព័ន្ធប្រេកុងត្រាំងពេញលេញ ។ លើសពីនេះ គេក៏អាចប្រើភាពជាប់នៅក្នុងប្រព័ន្ធ pre-tensioned និង post-tensioned ដើម្បីទប់ទល់នឹងបន្ទុករញ្ជួយដីយ៉ាងមានប្រសិទ្ធភាពតាមរយៈ confinement នៃតំបន់តំណដែលសមរម្យដោយមធ្យោបាយនៃវិធីដែលបានបង្ហាញនៅក្នុងផ្នែកនេះ ។

ចំណោទ

៦.១. ធ្វើជាប់ពីរល្វែងមានគន្លងខ្សែកាបរាងប៉ារ៉ាបូលត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី P.6.1 ។ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_c ក្រោយពេលកំហាត់បង់សរុបគឺ $450,000lb(2,002kN)$ ។ ធ្វើមានមុខកាត់ចតុកោណដែលមានទទឹង $15in.$ ($38.1cm$) ។

- កំណត់គន្លងចុងក្រោយរបស់ thrust C-line និងកម្លាំងប្រតិកម្មរបស់ធ្វើនៅគ្រប់ទម្រង់អស់ ។
- សិក្សាគណនាកម្លាំងធ្វើយ៉ាងណាអោយក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងដែលបណ្តាលតែពីប្រែក្នុងត្រាំងមិនត្រូវលើស រេស៊ីស្តង់អនុញ្ញាត $f'_c = 6,000 psi(41.4MPa)$ ។
- កំណត់រូបរាងរបស់ concordant tendon និងគូរគន្លងរបស់កាបប្រែក្នុងត្រាំងតាមបណ្តោយធ្វើ ។

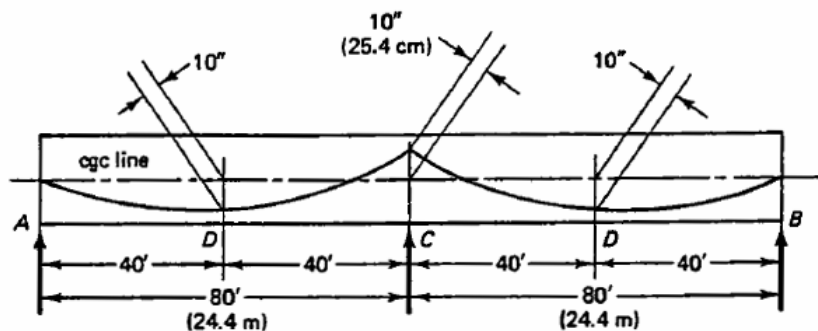


Figure P6.1.

៦.២. ដោះស្រាយចំណោទ ៦.១ សម្រាប់កាបប្រែក្នុងត្រាំងដែលគន្លងរបស់វាត្រូវបាន harped នៅត្រង់កណ្តាល ល្វែង D ប៉ុន្តែមានចំណាកផ្ចិតដូចគ្នា ។ ប្រៀបធៀបលទ្ធផលរបស់វាជាមួយនឹងលទ្ធផលដែលទទួលបានពីចំណោទ ៦.១ ។

៦.៣. ដោះស្រាយចំណោទ ៦.១ សម្រាប់កាបប្រែក្នុងត្រាំងដែលមានចំណាកផ្ចិត $e_A = e_B = 3in.(7.6cm)$ នៅ ត្រង់ទម្រង់ខាងក្រៅពីលើ cgc line ។

៦.៤. បង្កើតគន្លងកាបប្រែក្នុងត្រាំងសម្រាប់ធ្វើជាប់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៤ ប្រសិនបើវាជាធ្វើជាប់ដែលមានពីរ ល្វែងស្មើគ្នា $64 ft(19.4m)$ ។

៦.៥. ដោះស្រាយចំណោទ ៦.៤ ប្រសិនបើវាជាធ្វើជាប់ដែលមានបួនល្វែងស្មើគ្នា $64 ft(19.4m)$ ។

៦.៦. សិក្សាគណនាគ្រោងនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៧ សម្រាប់បន្ទុកធ្វើការ ដោយប្រើលក្ខខណ្ឌបន្ទុកដូចគ្នា ប្រសិនបើ ធ្វើមានប្រវែងល្វែង $90 ft(27.4m)$ ហើយកម្ពស់របស់ portal គឺ $25 ft(7.6m)$ ។

៦.៧. សិក្សាគណនា portal fframe ដែលមានខ្នាត និងរងបន្ទុកដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី P.6.7 ។ លំអិតតំណ និងបង្ហាញពីគន្លងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងនៃអង្គតំណ ។ ប្រើក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតដូចគ្នានឹងអ្វីដែលឱ្យនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៦.៧ ។

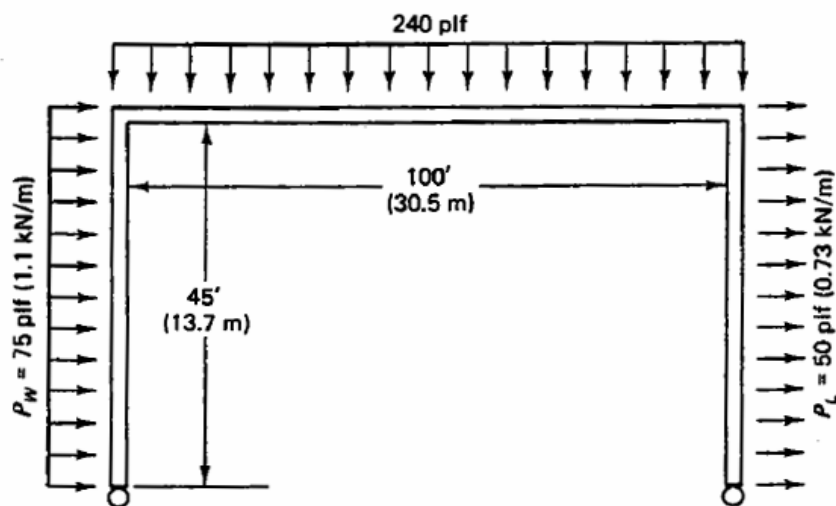


Figure P6.7.

VII. ភាពកោង ភាពងាប់ និងការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះ Camber, Deflection and Crack Control

៧.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

ភាពងាប់ និងស្នាមប្រេះរបស់អង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំងក៏សំខាន់ដូចការគណនាភាពងាប់ និងស្នាមប្រេះរបស់អង្គត់បេតុងអារម៉េដែរ ។ អង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំងមានលក្ខណៈស្រាវ (slender) ជាងអង្គត់បេតុងអារម៉េ ហើយការធ្វើការរបស់វារងឥទ្ធិពលដោយ flexural cracking ធ្វើឱ្យវាគេកាន់តែប្រយ័ត្នក្នុងការគ្រប់គ្រង ភាពងាប់ និងស្នាមប្រេះ ។ ការគណនាដំបូងពាក់ព័ន្ធនឹងការគណនាសមាមាត្រមុខកាត់របស់អង្គត់គ្រឿងបង្កើនសម្រាប់ស្ថានភាពកំណត់នៃ flexural stresses ក្រោមអំពើ service load និងសម្រាប់ស្ថានភាពកំណត់នៃការបាក់ដែលរងការពត់បង្កោង កម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរមួលដោយរួមបញ្ចូលទាំង anchorage development strength ។ ការគណនាដែលមានលក្ខណៈពេញលេញលុះត្រាតែមានការកំណត់ទំហំនៃ long-term deflection, camber និងទំហំស្នាមប្រេះ ហើយតម្លៃទាំងនេះស្ថិតនៅក្នុងកម្រិត allowable serviceability ។

អង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំងរងកម្លាំងសង្កត់ចាកផ្ចិតជាអចិន្ត្រៃយ៍ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រកុងត្រាំងជះឥទ្ធិពលយ៉ាងខ្លាំងដល់ long-term creep deformation របស់វា ។ ការបរាជ័យក្នុងការទាញទុកជាមុន និងការគ្រប់គ្រងកំហុចទ្រង់ទ្រាយបែបនេះអាចនាំឱ្យមាន camber ធំ ដែលអាចបង្កឱ្យមានផ្ទៃប៉ោង និងនាំឱ្យការបង្ហូរទឹកពីដំបូលអគារមិនមានលក្ខណៈសមស្រប បង្កឱ្យការបើកបរលើស្ថានមិនមានផាសុខភាព និងបង្កឱ្យមានស្នាមប្រេះនៅលើតួអគារដែលរួមបញ្ចូលទាំងការពិបាកក្នុងការធ្វើបង្អួច និងទ្វារឱ្យរត់ត្រង់គ្នា ។

ភាពពិបាកក្នុងការទាញទុកជាមុននូវកំហុចបង់ long-term prestress ដែលមានលក្ខណៈសុក្រិតធ្វើឱ្យគេកាន់តែពិបាកក្នុងការប៉ាន់ប្រមាណទំហំនៃ camber ដែលរំពឹងទុកឱ្យសុក្រិតដែរ ។ ភាពសុក្រិតកាន់តែពិបាកទទួលបានសម្រាប់ partially prestressed concrete system ដែលស្នាមប្រេះកំណត់ត្រូវបានអនុញ្ញាតតាមរយៈការប្រើដែកធម្មតាបន្ថែម ។ Creep strain នៅក្នុងបេតុងបង្កើន camber ដូចដែលវាបង្កឱ្យមានការកើនឡើងនូវកំណោងជាលក្ខណៈអវិជ្ជមានដែលជាទូទៅវាមានតម្លៃធំជាងការថយចុះដែលបង្កើតដោយការថយចុះនៃកំហុចបង់ប្រកុងត្រាំងដោយសារ creep, shrinkage និង stress relaxation ។ ការប៉ាន់ប្រមាណដែលល្អបំផុតនៃការកើនឡើងនៃ camber គួរផ្អែកលើបទពិសោធន៍ ដែនកំណត់នៃផលធៀបល្វែងលើកម្ពស់ផ្ទាំង និងការជ្រើសរើសម៉ូឌុល E_c របស់បេតុងដ៏ត្រឹមត្រូវ ។ ការគណនា moment-curvature relationship ក្រោមដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកជាបន្តបន្ទាប់រហូតដល់ស្ថានភាពកំណត់នៃការបាក់ក៏អាចជួយក្នុងការកំណត់ភាពងាប់របស់អង្គត់ឱ្យមានលក្ខណៈកាន់តែសុក្រិត ។

ដោយសារកុងត្រាំងធំនៅក្នុងដែកប្រកុងត្រាំង ច្រែះស៊ីដែលបណ្តាលពីស្នាមប្រេះអាចធ្វើឱ្យត្រឡប់បង្ក បាត់បង់លទ្ធភាពទ្រទ្រង់។ ដូចនេះ ដែកកំណត់នៃទំហំរបស់ស្នាមប្រេះ និងគំនិតរបស់វាត្រូវបានកំណត់ ហើយ ដំណើរការនៃការកំណត់ទំហំស្នាមប្រេះសមស្របត្រូវបានប្រើ។ ACI 318 Code បានចាត់ចែងថាថ្នាក់ឱ្យអង្កត់ រងការពត់បង្ហាងបេតុងប្រកុងត្រាំងជាបីថ្នាក់គឺ៖

$$(a) \text{ Class U: } f_t \leq 7.5\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.623\sqrt{f'_c} \text{ MPa}) \quad (7.1a)$$

នៅក្នុងករណីនេះ គេប្រើ gross section សម្រាប់លក្ខណៈមុខកាត់នៅពេលកំណត់ប្រកុងត្រាំងក្រោម អំពើ service load និងកំណត់ភាពងាប់។ គេមិនត្រូវការប្រើ skin reinforcement នៅផ្ទៃបញ្ជ្រូងទេ។

$$(b) \text{ Class T: } 7.5\sqrt{f'_c} \leq f_t \leq 12\sqrt{f'_c} \text{ psi} (\sqrt{f'_c} \text{ MPa}) \quad (7.1b)$$

ចំណាត់ថ្នាក់នេះនៅចន្លោះមុខកាត់ប្រេះ និងមុខកាត់អត់ប្រេះ។ គេប្រើ gross section ក្នុងការគណនា stress។ គេប្រើ cracked bi-linear section សម្រាប់គណនាភាពងាប់។ គេមិនត្រូវការប្រើ skin reinforcement នៅផ្ទៃបញ្ជ្រូងទេ។

$$(C) \text{ Class C: } f_t > 12\sqrt{f'_c} \quad (7.1c)$$

ចំណាត់ថ្នាក់នេះសម្រាប់មុខកាត់ប្រេះ។ ដូចនេះ គេប្រើមុខកាត់ប្រេះសម្រាប់កំណត់កុងត្រាំង និងភាពងាប់ ក្រោមអំពើ service load។ គេចាំបាច់ត្រូវគណនា Δf_{ps} ឬ f_s សម្រាប់គ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះ ដែល Δf_{ps} = កុងត្រាំង ដែលកើនឡើងបន្ទាប់ពីស្ថានភាពដកកម្លាំងសង្កត់ (decompression) ហើយ f_s = កុងត្រាំងនៅក្នុងដែកធម្មតា នៅពេលដែលដែកធម្មតាត្រូវបានប្រើដែរ។ ប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌប្រកុងត្រាំងពីរទិសត្រូវបានសិក្សាគណនាជា Class U។

៧.២. ការសន្មត់ក្នុងការគណនាភាពងាប់

Basic Assumptions in Deflection Calculations

គេអាចកំណត់ភាពងាប់ពីដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់នៃកម្លាំងប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹងបន្ទុកទទឹងអ័ក្សខាងក្រៅ (external transverse loading) ឬពីទំនាក់ទំនងម៉ូម៉ង់ និងកំណោង (moment-curvature relationships)។ នៅក្នុងករណីណាក៏ដោយ គេត្រូវធ្វើការសន្មត់ដូចខាងក្រោម៖

- ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់របស់បេតុងត្រូវតែសុក្រិតគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីគណនាម៉ូម៉ង់និចលភាព លើកលែងនៅ ពេលដែលគេត្រូវការចាំបាច់ការគណនាដែលមានលក្ខណៈកាន់តែប្រសើរ។
- ម៉ូឌុលរបស់បេតុង $E_c = 33w^{1.5}\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.043w^{1.5}\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ ដែលតម្លៃរបស់ f'_c ត្រូវគ្នា នឹងរេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់សំណាកគំរូរាងស៊ីឡាំងរបស់បេតុងនៅអាយុដែលគេត្រូវការកំណត់ E_c ។

- អនុវត្តគោលការណ៍ superposition ក្នុងការគណនាភាពងាប់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទី១ និង camber ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្លងត្រាំង ។
- គេអាចធ្វើការគណនាភាពងាប់ទាំងអស់ដោយយកលើអ័ក្សទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រែក្លងត្រាំង (cgs) ដែល strand ត្រូវបានគិតជា single tendon ។
- ភាពងាប់ដែលបណ្តាលពី shear deformation មិនត្រូវបានគិត
- គេអាចគិតមុខកាត់ជា totally elastic រហូតដល់ decompression load ។ បន្ទាប់មក ម៉ូឌុលនិចលភាពនៃមុខកាត់ដែលប្រែ I_{cr} អាចផ្តល់នូវការកំណត់ភាពងាប់ និង camber កាន់តែស្មុគ្រិត ។

៧.៣. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លី (ខណៈ) របស់អង្គត់ប្រែ និងអង្គត់ដែលគ្មានប្រែ

Short-Term (Instantaneous) Deflection of Uncracked and Cracked Members

៧.៣.ក. ទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់ (Load-Deflection Relationship)

ភាពងាប់រយៈពេលខ្លីនៅក្នុងអង្គត់បេតុងប្រែក្លងត្រាំងត្រូវបានគណនាដោយសន្មត់វាជាមុខកាត់មានលក្ខណៈសាច់មួយ (homogeneous), លក្ខណៈស្មើសាច់ (isotropic) និងអេឡាស្ទិច ។ ការសន្មត់បែបនេះជាវិធីនៃការធ្វើការដាក់ស្តែងដែលម៉ូឌុល E_c របស់បេតុងប្រែប្រួលទៅតាមអាយុរបស់បេតុង ហើយម៉ូឌុលនិចលភាពប្រែប្រួលទៅតាមដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុក ទោះបីមុខកាត់ប្រែ ឬមិនប្រែក៏ដោយ ។

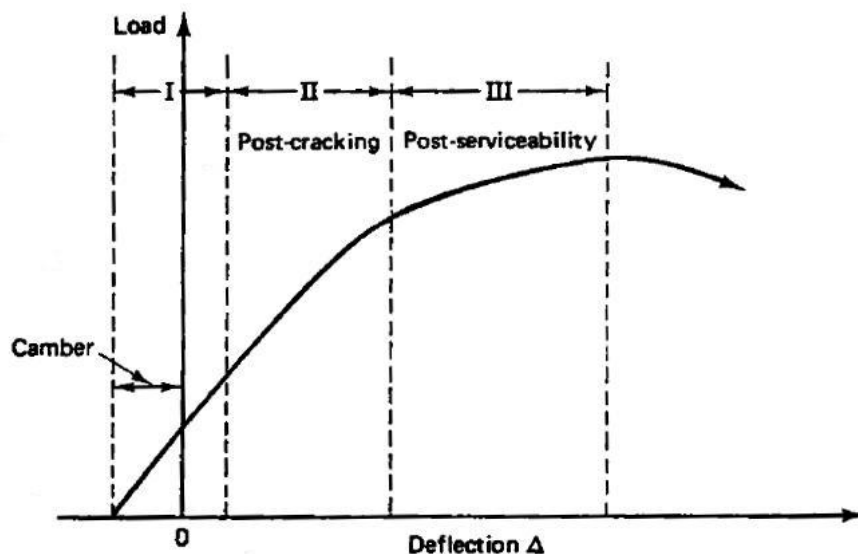


Figure 7.1 Beam load-deflection relationship. Region I, precracking stage; region II, postcracking stage; region III, postserviceability stage.

ជាក់ស្តែង ទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់ជា trilinear ដូចដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.១ ។ តំបន់បី មុនការបាក់គឺ៖

តំបន់ទី I ដំណាក់កាលមុនពេលប្រេះ (precracking stage) ដែលអង្កត់មិនមានស្នាមប្រេះទេ ។

តំបន់ទី II ដំណាក់កាលក្រោយពេលប្រេះ (postcracking stage) ដែលអង្កត់ត្រឡឹងបង្កបង្កើត acceptable controlled cracking ទាំងការពង្រាយ និងទំហំ ។

តំបន់ទី III ដំណាក់កាលប្រេះក្រោយរងបន្ទុក (postserviceability cracking stage) ដែលក្នុងត្រាំង នៅក្នុងដែកទាញធ្វើការដល់ស្ថានភាពកំណត់នៃ yielding ។

៧.៣.ក.១. តំបន់ទី១ Precracking stage

កំណត់អង្កត់មុនពេលប្រេះរបស់ខ្សែកោងរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់គឺជាខ្សែត្រង់ដែលកំណត់ការធ្វើការជា លក្ខណៈអេឡាស្ទិចពេញលេញ ដូចនៅក្នុងរូបទី ៧.១ ។ ក្នុងត្រាំងទាញអតិបរមានៅក្នុងផ្ទៃមេនៅក្នុងតំបន់នេះតូច ជាងស៊ីស្តង់ទាញក្នុងការពត់បង្កោង ដែលវាតូចជាងម៉ូឌុលដាច់ f_t របស់បេតុង ។ គេអាចកំណត់ភាពរឹងក្រាញក្នុង ការពត់បង្កោង EI របស់ផ្ទៃមេដោយប្រើម៉ូឌុលយ៉ាង E_c របស់បេតុង ហើយម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់បេតុង ដែលអត់ប្រេះ ។ ការធ្វើការរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់អាស្រ័យយ៉ាងខ្លាំងទៅនឹងទំនាក់ទំនងរវាងក្នុងត្រាំង និងបម្រែ បម្រួលរាងធៀបរបស់បេតុង ។

ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបគំរូរបស់បេតុងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.២ ។ គេអាចប៉ាន់ប្រមាណតម្លៃរបស់ E_c ដោយប្រើសមីការដែលបានពីការពិសោធរបស់ ACI ដែលឱ្យនៅក្នុងមេ រៀងទី ២ ។

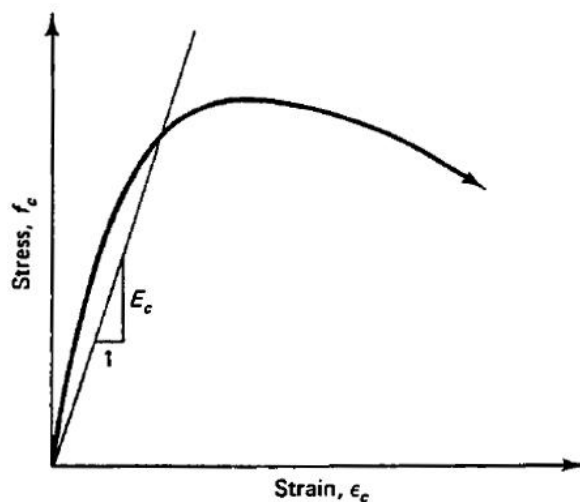


Figure 7.2 Stress-strain diagram of concrete.

$$E_c = 33w^{1.5}\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.043w^{1.5}\sqrt{f'_c} \text{ MPa}) \quad (7.2a)$$

ឬ $E_c = 57,000\sqrt{f'_c} \text{ psi} (4780\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

តំបន់មុនពេលប្រេះចំណែកនៅពេលដែលស្នាមប្រេះដោយការពត់បង្គោលដំបូងចាប់ផ្តើមកើតមាន នៅពេលដែលក្នុងត្រាំងបេតុងធ្វើការទៅដល់រេស៊ីស្តង់នៃម៉ូឌុលដាច់ f_r ។ ស្រដៀងគ្នាទៅនឹងរេស៊ីស្តង់ទាញដោយការបំបែកដោយផ្ទាល់ (direct tensile splitting strength) ម៉ូឌុលដាច់របស់បេតុងគឺសមាមាត្រទៅនឹងឫសការេនៃរេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់វា ។ សម្រាប់គោលបំណងនៃការសិក្សាគណនា គេអាចយកតម្លៃរបស់ម៉ូឌុលដាច់សម្រាប់បេតុងស្មើនឹង

$$f_r = 7.5\lambda\sqrt{f'_c} \text{ psi} (0.623\lambda\sqrt{f'_c} \text{ MPa}) \quad (7.2b)$$

ដែល $\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា (normal-weight concrete) ។ ប្រសិនបើគេប្រើ all-lightweight concrete នោះគេយក $\lambda = 0.75$ ហើយប្រសិនបើគេប្រើ sand-lightweight concrete នោះ $\lambda = 0.85$ ។

ប្រសិនបើគេឱ្យម៉ូឌុលដាច់ f_r ស្មើនឹងក្នុងត្រាំងដែលកើតឡើងដោយ cracking moment M_{cr} (decompression moment) នោះ

$$f_b = f_t = -\frac{P_c}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) - \frac{M_{cr}}{S_b} \quad (7.3a)$$

ដែលអក្សរ b តំណាងឱ្យសរសៃខាងក្រោមនៅត្រង់កណ្តាលល្វែងនៃផ្ទៃមុខម្រាមមាត់ ។ ប្រសិនបើចម្ងាយនៃសរសៃរងការទាញខាងក្រៅបំផុតរបស់បេតុងពីទីប្រជុំមុនរបស់មុខកាត់បេតុងជា y_t នោះ cracking moment ត្រូវបានឱ្យដោយ

$$M_{cr} = \frac{I_g}{y_t} \left[\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) + 7.5\lambda\sqrt{f'_c} \right] \quad (7.3b)$$

ឬ $M_{cr} = S_b \left[7.5\lambda\sqrt{f'_c} + \frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) \right] \quad (7.3c)$

ដែល S_b = ម៉ូឌុលមុខកាត់នៅសរសៃខាងក្រោម ។ ពីសមីការ 5.12, cracking moment ដែលបណ្តាលពីផ្នែកនៃបន្ទុកអថេរដែលធ្វើឱ្យមានស្នាមប្រេះគឺ

$$M_{cr} = S_b [6.0\lambda\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d] \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (7.4a)$$

$$M_{cr} = S_b [0.5\lambda\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d] \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល f_{cr} = ក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅត្រង់ទីប្រជុំមុនរបស់មុខកាត់បេតុងដែលបណ្តាលតែពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលខាតបង់ នៅពេលបន្ទុកខាងក្រៅធ្វើឱ្យមានក្នុងត្រាំងទាញ

f_d = ក្នុងត្រាំងបេតុងនៅត្រង់សរសៃទាញខាងក្រៅដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរគ្មានមេគុណ នៅពេលដែលបន្ទុកខាងក្រៅបង្កឱ្យមានក្នុងត្រាំងទាញ និងស្នាមប្រេះ

គេក៏អាចប្រើមេគុណ 7.5 ជំនួសឱ្យមេគុណ 6.0 (ខ្នាត US) ឬ 0.623 ជំនួសឱ្យ 0.5 (ខ្នាត SI) សម្រាប់កំណត់ភាពងាប់របស់ផ្ទៃមុខ។ គេអាចបំប្លែងសមីការ 7.3a ឱ្យទៅជាទម្រង់ PCI ដែលឱ្យនូវលទ្ធផលដូចគ្នា

$$\frac{M_{cr}}{M_a} = 1 - \left(\frac{f_{tl} - f_r}{f_L} \right) \quad (7.4b)$$

ដែល M_a = ម៉ូម៉ង់ដែលកើតពីបន្ទុកអចេរគ្មានមេគុណអតិបរមា

f_{tl} = កុងត្រាំងរបស់បេតុងក្រោមអំពើ service load សរុបចុងក្រោយនៅក្នុងអង្គត់

f_r = ម៉ូឌុលដាច់

f_L = កុងត្រាំងរបស់បេតុងក្រោមអំពើ service live load នៅក្នុងអង្គត់

៧.៣.ក.២. ការគណនាម៉ូម៉ង់ប្រេះ M_{cr} (Calculation of Cracking Moment M_{cr})

ឧទាហរណ៍ ៧.១: គណនា cracking moment M_{cr} សម្រាប់មុខកាត់ផ្ទៃមេគុណកែងដែលមានទទឹង

$b = 12 \text{ in. (305 mm)}$ ហើយកម្ពស់សរុប $h = 34 \text{ in. (610 mm)}$ និងមាន $f'_c = 4,000 \text{ psi (27.6 MPa)}$ ។

កុងត្រាំងបេតុង f_b ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងថាកម្លាំង 1,850 psi (12.8 MPa) ក្នុងការសង្កត់។ យកម៉ូឌុលដាច់ស្មើនឹង $7.5\sqrt{f'_c}$ ។

ដំណោះស្រាយ: ម៉ូឌុលដាច់ $f_r = 7.5\sqrt{f'_c} = 7.5\sqrt{4,000} = 474 \text{ psi (3.27 MPa)}$ ។ ហើយ $I_g = bh^3 / 12 = 12(24)^3 / 12 = 13,824 \text{ in.}^4 (575,400 \text{ cm}^4)$, $y_t = 24 / 2 = 12 \text{ in. (305 mm)}$ ទៅសរសៃរងការទាញ ហើយ $S_b = I_g / y_t = 13,824 / 12 = 1,125 \text{ in.}^3 (18,878 \text{ cm}^3)$ ។

$$M_{cr} = S_b \left[7.5\lambda\sqrt{f'_c} + \frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) \right] = 1.152 [474 + 1850]$$

$$= 2.68 \cdot 10^6 \text{ in.} \cdot \text{lb (302.9 kN.m)}$$

ប្រសិនបើផ្ទៃនេះមិនរងប្រែក្នុងត្រាំង នោះ cracking moment គឺ

$$M_{cr} = f_r I_g / y_t = 474 \times 13,824 / 12 = 0.546 \cdot 10^6 \text{ in.} \cdot \text{lb (61.7 kN.m)}$$

៧.៣.ក.៣. តំបន់ទី២ Postcracking service-load stage

តំបន់មុនប្រេះចប់នៅពេលស្ថាប័នប្រេះទីមួយចាប់ផ្តើម ហើយចល័តចូលតំបន់ទី២ របស់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់នៃរូបទី ៧.១ ។ ផ្ទៃភាគច្រើនស្ថិតនៅក្នុងតំបន់នេះក្រោមឥទ្ធិពល service load ។ ផ្ទៃរងនូវដីក្រនៃស្ថាប័នដែលប្រែប្រួលតាមបណ្តោយល្វែងដែលត្រូវគ្នានឹងកុងត្រាំង និងភាពងាប់នៅត្រង់មុខ

កាត់នីមួយៗ ។ ដូចនេះ ស្នាមប្រេះនឹងរីកធំ និងជ្រៅនៅកណ្តាលល្វែង ដែលស្នាមប្រេះដែលមានទំហំតូចៗកើតមាននៅក្បែរទម្រង់របស់ផ្ទាំងសាមញ្ញ ។

នៅពេលដែល flexural cracking កើតមាន ការចូលរួមរបស់បេតុងនៅក្នុងតំបន់ទាញនឹងថយចុះយ៉ាងខ្លាំង ។ ដូចនេះ flexural rigidity របស់មុខកាត់ត្រូវបានកាត់បន្ថយដែលធ្វើឱ្យខ្សែកោងបន្ទុក-ភាពងាប់ (load-deflection curve) នៅក្នុងតំបន់នេះចោតតូចជាងនៅក្នុងដំណាក់កាលមុនប្រេះ (precracking stage) ។ ដោយសារទំហំរបស់ស្នាមប្រេះកើនឡើង ភាពរឹងក្រាញនឹងថយចុះ ដែលធ្វើឱ្យភាពស្ថិតរបស់ដែកមានតម្លៃទាបដែលវាត្រូវគ្នានឹង ការថយចុះនៃម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់ប្រេះ ។ គេអាចគណនាម៉ូម៉ង់និចលភាព I_{cr} នៃមុខកាត់ដែលប្រេះ (cracked section) ពីគោលការណ៍មេកានិច ។

៧.៣.ក.៤. តំបន់ទី២ Postserviceability cracking stage and limit state of deflection behavior at failure

ដ្យាក្រាមនៃទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់នៃរូបទី ៧.១ នៅក្នុងតំបន់ទី២មានលក្ខណៈរាបស្មើជាងនៅក្នុងតំបន់មុនៗ ដែលនេះគឺបណ្តាលមកពីកំហុតបង់នៃភាពរឹងក្រាញរបស់មុខកាត់យ៉ាងច្រើន ដោយសារស្នាមប្រេះធំៗ និងការរីកធំរបស់ stabilized cracks ពាសពេញល្វែង ។ ដោយសារបន្ទុកបន្តកើនឡើង នោះបម្រែបម្រួលរាងធៀប ϵ_s នៅក្នុងដែកនៅក្នុងតំបន់ទាញបន្តកើនឡើងតាមក្រោយ yield strain ϵ_y ដោយមិនមានកុងត្រាំងបន្ថែម ។ ផ្ទាំងត្រូវបានគេពិចារណាថាបាក់ដោយសារ yielding ដំបូងរបស់ដែកទាញនៅក្នុងដំណាក់កាលនេះ ។ វាបន្តងាប់ដោយគ្មានការដាក់បន្ទុកបន្ថែម និងស្នាមប្រេះបន្តចំហ ហើយ អ័ក្សណឺតបន្តឡើងលើទៅរកសរសៃសង្កត់ខាងក្រៅបំផុត ។ ចុងក្រោយ secondary compression failure កើតឡើង ដែលនាំទៅដល់ការផ្ទុះបែករបស់បេតុងនៅក្នុងតំបន់ម៉ូម៉ង់អតិបរមាដែលបន្តដោយការបាក់ ។

៧.៣.ខ. មុខកាត់អត់ប្រេះ (Uncracked Sections)

៧.៣.ខ.១. ការគណនាភាពងាប់ (Deflection calculation)

គេមានបំណងចង់គណនាភាពងាប់សម្រាប់មុខកាត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងអត់ប្រេះឱ្យកាន់តែសុក្រិតជាងការគណនាភាពងាប់សម្រាប់មុខកាត់ដែលប្រេះ ដោយសារការសន្មត់នៃការធ្វើការជាលក្ខណៈអេឡាស្ទិចមានលក្ខណៈប្រសើរជាង ។ ការប្រើប្រាស់ម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់ gross section មិនជះឥទ្ធិពលដល់សុក្រិតភាពក្នុងការគណនា ដូច transformed section ទេ ។

ឧបមាថាផ្ទៃមេរប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹងចំណាកផ្ចិតរបស់ដែកប្រកុងត្រាំងថេរដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.៣ ។ ប្រើការកំណត់សញ្ញានៃដ្យាក្រាម primary moment នៅលើផ្ទៃរងការទាញរបស់ផ្ទៃ ហើយអនុវត្ត elastic weight method ដោយបំប្លែងដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ធម្មតាឱ្យទៅជា elastic weight $M_1/(E_c I_c)$ នៅលើល្វែងផ្ទៃ l ។ បន្ទាប់មកម៉ូម៉ង់របស់ weight intensity $(Pe)/(E_c I_c)$ នៃកណ្តាលល្វែង AC នៅក្នុងរូបទី ៧.៣(c) ពីលើចំណុចកណ្តាលល្វែង C ឱ្យ

$$\delta_c = \frac{Pel}{2E_c I_c} \left(\frac{l}{2} \right) - \frac{Pe}{E_c I_c} \left(\frac{l}{2} \times \frac{l}{4} \right) = \frac{Pel^2}{8E_c I_c} \quad (7.5)$$

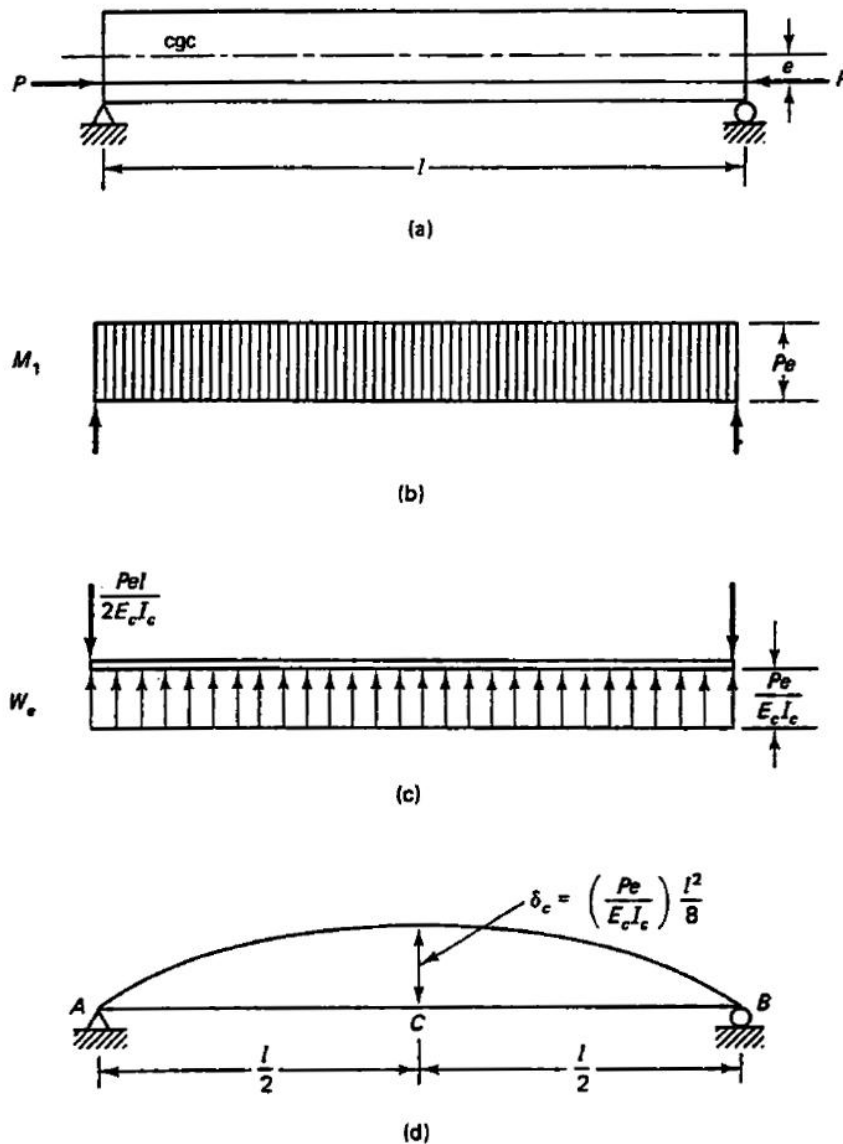


Figure 7.3 Calculation of deflection by elastic weight or moment-area method. (a) Prestressing force. (b) Primary moment M_1 . (c) Elastic weight $W_e = M/E_c I_c$. (d) Deflection.

ចំណាំថា គេគួររៀបចំក្រាហ្វិកភាពដាច់នៅក្នុងរូបទី ៧.៣ (d) ពីលើខ្សែគោល (base line) ដូចដែលផ្ទុកកោងឡើងលើដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។

គេអាចធ្វើការគណនាស្រដៀងគ្នាសម្រាប់ tendon profile ណាមួយ និងសម្រាប់ប្រភេទបន្ទុកទទឹងអ័ក្ស (transverse loading) ណាមួយដែលមិនគិតថាវាឆ្លងកាត់ត្រូវបានបែងចែកប្រែក្នុងត្រាំង ឬការដាក់បន្ទុកមានលក្ខណៈស៊ីមេទ្រីក៏អត់ ។ ភាពដាច់ ឬ camber ចុងក្រោយគឺជា superposition នៃភាពដាច់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងជាមួយនឹងភាពដាច់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកខាងក្រៅ ។

៧.៣.២. ការគណនាបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង និងកំណោង

Strain and Curvature Evaluation

ការបែងចែកបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងតាមកម្ពស់របស់មុខកាត់នៅដំណាក់កាលរងបន្ទុកមានរាងជាបន្ទាត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.៤ ដែលមានមុំរបស់កំណោងអាស្រ័យនឹងបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងរបស់សរសៃខាងលើ ϵ_{ct} និងបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងរបស់សរសៃខាងក្រោម ϵ_{cb} របស់បេតុង ។ ពីការបែងចែកបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង (strain distribution) សមីការកំណោងនៅដំណាក់កាលនៃការដាក់បន្ទុកផ្សេងៗមានដូចខាងក្រោម៖

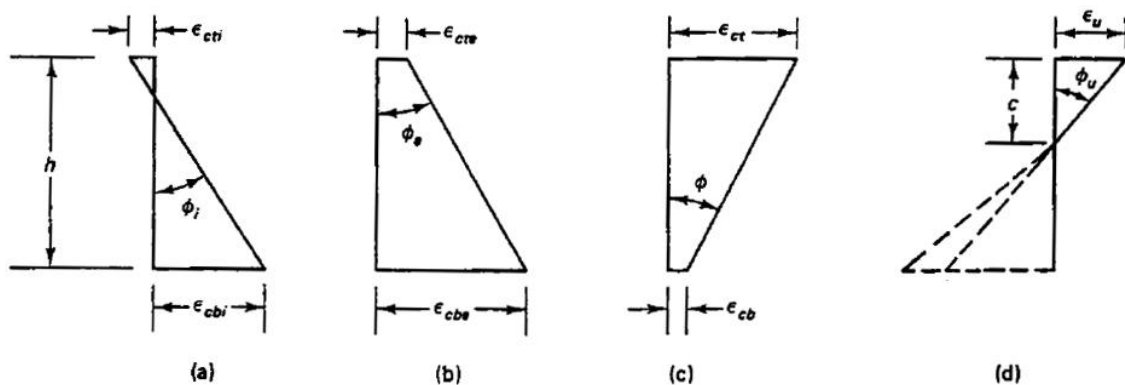


Figure 7.4 Strain distribution and curvature at controlling stages. (a) Initial prestress, $\phi_i = (\epsilon_{cbi} - \epsilon_{cti})/h$. (b) Effective prestress after losses, $\phi_e = (\epsilon_{cbe} - \epsilon_{cte})/h$. (c) Service load, $\phi = (\epsilon_{ct} - \epsilon_{cb})/h$. (d) Failure, $\phi_u = \epsilon_u/c$.

- (I) ដំណាក់កាលរងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដំបូង (initial prestress)

$$\phi_i = \frac{\epsilon_{cbi} - \epsilon_{cti}}{h} \quad (7.6a)$$

- (II) ដំណាក់កាលរងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលខាតបង់ (effective prestress after losses)

$$\phi_e = \frac{\varepsilon_{cbe} - \varepsilon_{cte}}{h} \quad (7.6b)$$

(III) ដំណាក់កាលរងបន្ទុកធ្វើការ (service load)

$$\phi = \frac{\varepsilon_{ct} - \varepsilon_{cb}}{h} \quad (7.6c)$$

(IV) ដំណាក់កាលបាក់ (failure)

$$\phi_u = \frac{\varepsilon_u}{c} \quad (7.6d)$$

ប្រើសញ្ញាបូកសម្រាប់ tensile strain និងសញ្ញាដកសម្រាប់ compressive strain ។ រូបទី ៧.៤ c បង្ហាញពីការបែងចែកក្នុងត្រាំង (stress distribution) សម្រាប់មុខកាត់អត់ប្រេះ ។ វាត្រូវបានកែប្រែដើម្បីបង្ហាញថាក្នុងត្រាំងទាញនៅសរសៃខាងក្រោមប្រសិនបើមុខកាត់នោះមានស្នាមប្រេះ ។

កំណោងប្រសិទ្ធភាព (effective curvature) ϕ_e នៅក្នុងសមីការ 7.4 (b) ក្រោយកំហុសបង់ជាផលបូកដែលប្រើសញ្ញាសមស្របរវាងកំណោងដើម (initial curvature) ϕ_i ជាមួយនឹងបម្រែបម្រួលរបស់កំណោង $d\phi_1$ ដែលបណ្តាលពីកំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារ creep, relaxation និង shrinkage និងបម្រែបម្រួលរបស់កំណោង $d\phi_2$ ដែលបណ្តាលមកពី creep នៃបេតុងក្រោមអំពើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។

$$\phi_e = \phi_i + d\phi_1 + d\phi_2 \quad (7.7)$$

ដែលពីមូលដ្ឋាននៃមេកានិចរបស់សម្ភារៈ (basic mechanics of materials)

$$\phi = \frac{M}{E_c I_c} \quad (7.8a)$$

សម្រាប់ primary moment $M_1 = P_e e$ ដូចនេះយើងបាន

$$\phi = \frac{P_e e}{E_c I_c} \quad (7.8b)$$

ដោយជំនួសវាទៅក្នុងសមីការ 7.5 សម្រាប់ផ្ទៃមុខស្រទាប់ដែលមានចំណាកផ្ចិតរបស់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំងថេរគេបាន

$$\delta_c = \frac{\phi l^2}{8} \quad (7.9a)$$

សមីការទូទៅសម្រាប់ភាពងាប់ដែលប្រើកំណោងត្រូវបានស្នើឡើងដោយ Tadros មានរាង

$$\delta = \phi_c \frac{l^2}{8} - (\phi_e - \phi_c) \frac{a^2}{6} \quad (7.9b)$$

ដែល ϕ_c = កំណោងត្រង់កណ្តាលល្វែង

ϕ_e = កំណោងត្រង់ទម្រ

a = ប៉ារ៉ាម៉ែត្រប្រវែងជាអនុគមន៍នៃ tendon profile

៧.៣.២.៣. ភាពងាយរងនៃឆ្នើមប្រសាមញ្ញដែលរងប្រកុងត្រាំងដោយដែកប្រកុងត្រាំងរាងព័រ៉ាបូល

Immediate Deflection of Simply Supported Beam Prestressed with Parabolic Tendon

ឧទាហរណ៍ ៧.២: កំណត់ភាពងាយរងនៃឆ្នើមប្រសាមញ្ញដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.៥ ដែលរងប្រកុងត្រាំងដោយដែកប្រកុងត្រាំងរាងព័រ៉ាបូលដែលមានចំណាកផ្ចិតអតិបរមា e នៅកណ្តាលល្វែង និងកម្លាំងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e ។ ប្រើ elastic weight method និង equivalent weight method ។ ល្វែងរបស់ឆ្នើមគឺ I និងភាពរឹងក្រាញរបស់វាគឺ $E_c I_c$ ។

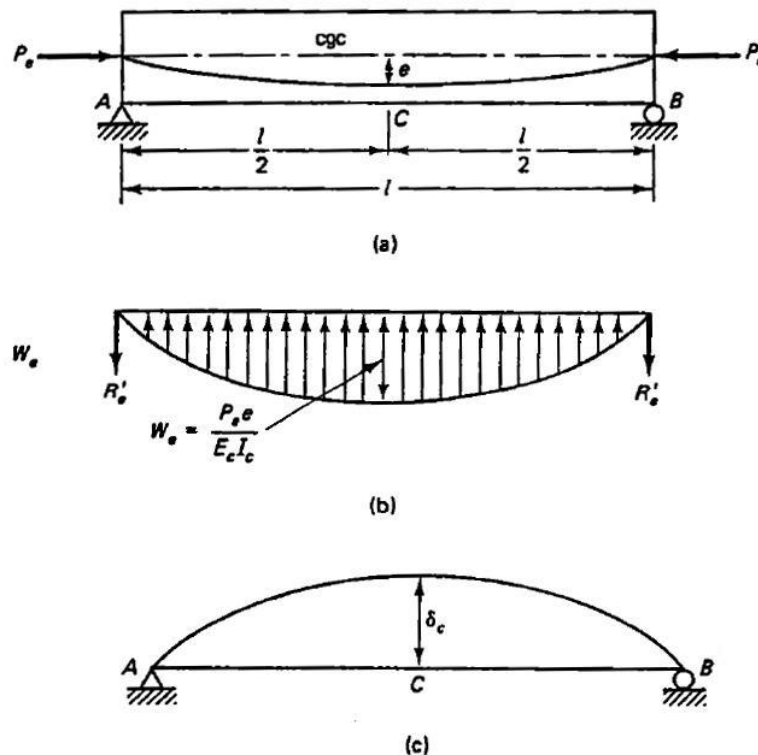


Figure 7.5 Deflection of beam in Example 7.2. (a) Tendon profile. (b) Elastic weight $M/E_c I_c$ (c) Deflection.

ដំណោះស្រាយ:

Elastic weight method

ពិសមីការ 7.5 (b)

$$R'_e = \frac{1}{2} \left(\frac{P_e e l}{E_c I_c} \times \frac{2}{3} \right) = \frac{P_e e l}{3 E_c I_c}$$

ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពី elastic weight W_e ធៀបចំណុច C កណ្តាលល្វែងគឺ

$$M_c = \delta_c = R'_e \left(\frac{l}{2} \right) - \left[\frac{P_e e l}{E_c I_c} \times \frac{2}{6} \left(\frac{3}{8} \times \frac{l}{2} \right) \right]$$

$$= \frac{1}{E_c I_c} \left(\frac{P_e e l^2}{6} - \frac{3 P_e e l^2}{48} \right) = \frac{5 P_e e l^2}{48 E_c I_c}$$

$$\text{នោះ} \quad \delta_c = \frac{5}{48} \frac{P_e e l^2}{E_c I_c} \quad (a)$$

Equivalent weight method

ពីមេរៀនទី១ equivalent balancing load intensity W ដែលបានពីសម្ពាធនៃ parabolic tendon ទៅលើបេតុងគឺ

$$W = \frac{8 P_e e}{l^2}$$

ពីមូលដ្ឋាននៃមេកានិចរបស់សម្ភារៈ ភាពងាប់កណ្តាលល្វែងរបស់ទម្រង់មេត្រាប៉ូលីដេលរងបន្ទុកពង្រាយស្មើគឺ

$$\delta_c = \frac{5}{384} \frac{W l^4}{E_c I_c} \quad (b)$$

ដោយជំនួសអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុក W ទៅក្នុងសមីការខាងលើ យើងបាន

$$\delta_c = \frac{5}{48} \frac{P_e e l^2}{E_c I_c} \quad (c)$$

ដូចការរំពឹងទុក យើងទទួលបានសមីការ (c) ដូចគ្នានឹងសមីការ (a) សម្រាប់ភាពងាប់កណ្តាលល្វែងរបស់ ធ្នឹម ។

រូបទី ៧.៦ បង្ហាញពីសមីការភាពងាប់កណ្តាលល្វែងសម្រាប់ធ្នឹមទម្រង់មេត្រាប៉ូលីដេលបង្រួបលើសមីការ

កម្លាំងកាត់ និងសមីការម៉ូម៉ង់សម្រាប់ធ្នឹមជាប់ដែលឱ្យនៅក្នុងរូបទី ៦.១២ ។

៧.៣.គ. មុខកាត់ប្រេះ (Cracked Sections)

1. វិធីគណនាម៉ូម៉ង់និចលភាពប្រសិទ្ធភាព

Effective-moment-of-inertia Computation Method

នៅពេលដែលអង្កត់ប្រែក្នុងត្រាំងរងបន្ទុកលើស (overload) ឬនៅក្នុងករណីអង្កត់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយផ្នែក ដែលគេអនុញ្ញាតឱ្យមាន limited controlled cracking នោះការប្រើ gross moment of inertia I_g នឹង ផ្តល់ នូវការប៉ាន់ស្មាន camber ឬភាពងាប់របស់ធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងមានលក្ខណៈស្មើរមិនត្រឹមត្រូវតាមភាពជាក់ស្តែង ។ តាម លក្ខណៈទ្រឹស្តី គេគួរប្រើម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់ដែលប្រេះ (cracked moment of inertia) I_{cr} សម្រាប់ មុខកាត់ដែលកើតមានស្នាមប្រេះ នៅខណៈដែលគេប្រើ gross moment of inertia I_g សម្រាប់មុខកាត់ធ្នឹមនៅ ចន្លោះមុខកាត់មានស្នាមប្រេះ ។ ប៉ុន្តែ ពេលខ្លះគេមិនត្រូវការភាពធ្វើឱ្យប្រសើរឡើងតាមរយៈការធ្វើផលបូកនៃ

កំណើនភាពងាប់តាមបណ្តោយផ្ទៃមេ ដោយសារគេពិបាកក្នុងការកំណត់ភាពងាប់ឱ្យបានសុក្រិត ។ ដូចនេះ គេអាចយកម៉ូឌុលនិចលភាពប្រសិទ្ធភាព I_e ជាតម្លៃមធ្យមតាមបណ្តោយល្វែងរបស់ simply supported bonded tendon beam, វាជាវិធីដែលបង្កើតឡើងដោយ Branson ។ យោងតាមវិធីនេះយើងបាន:

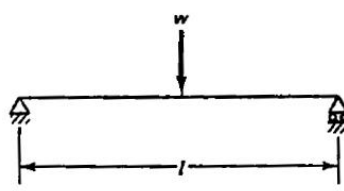
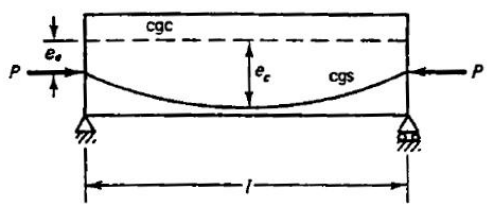
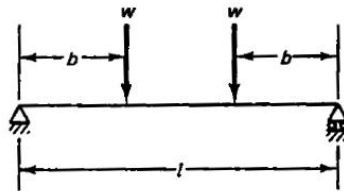
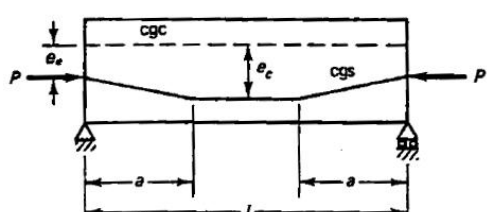
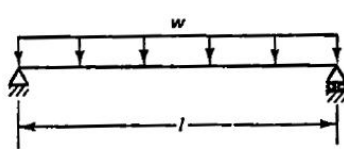
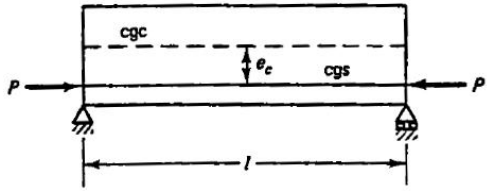
Load deflection	Prestress camber
 $\delta = \frac{wl^3}{48EI} = \phi_c \frac{l^2}{12}$	 $\delta = -\frac{Pl^2}{8EI} \left[e_e + \frac{5}{6}(e_c - e_e) \right]$ $= \phi_c \frac{l^2}{8} + (\phi_e - \phi_c) \frac{l^2}{48}$
 $\delta = \frac{wb}{24EI} (3l^2 - 4b^2)$ $= \phi_c \frac{3l^2 - 4b^2}{24}$	 $\delta = -\frac{Pl^2}{8EI} \left[e_c + (e_e - e_c) \frac{4}{3} \frac{b^2}{l^2} \right]$ $= \phi_c \frac{l^2}{8} + (\phi_e - \phi_c) \frac{b^2}{6}$
 $\delta = \frac{5wl^4}{384EI} = \phi_c \frac{5l^2}{48}$	 $\delta = -\frac{Pe_c l^2}{8EI} = \phi_c \frac{l^2}{8}$

Figure 7.6 Short-term deflection in prestressed beams. Subscript c indicates midspan; subscript e indicates support.

$$I_e = I_{cr} + \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 (I_g - I_{cr}) \leq I_g \quad (7.10a)$$

គេអាចសរសេរសមីការ 7.10a ក្នុងទម្រង់

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right] I_{cr} \leq I_g \quad (7.10b)$$

គេអាចជំនួសផលធៀប (M_{cr} / M_a) ពីសមីការ 7.4b ទៅក្នុងសមីការ 7.10 a និង b ដើម្បីទទួលបានម៉ូម៉ង់និចលភាពប្រសិទ្ធភាព

$$\frac{M_{cr}}{M_a} = 1 - \left(\frac{f_{tl} - f_r}{f_L} \right) \quad (7.11)$$

ដែល I_{cr} = ម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់ដែលប្រេះ ពីសមីការ 7.13 ខាងក្រោម

I_g = ម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់ទាំងមូល (gross moment of inertia)

ចំណាំថា ទាំង M_{cr} និង M_a ជាម៉ូម៉ង់គ្មានមេគុណដែលបណ្តាលមកតែពីបន្ទុកអថេរប៉ុណ្ណោះ ដែលគេយក M_{cr} ជាចំណែកនៃម៉ូម៉ង់ដែលកើតពីបន្ទុកអថេរដែលបង្កឱ្យមានស្ថាម្ភប្រេះ ។ ដូចនេះ ម៉ូម៉ង់និចលភាពប្រសិទ្ធភាព I_e នៅក្នុងសមីការ 7.10a និង b អាស្រ័យនឹងម៉ូម៉ង់អតិបរមា M_a តាមបណ្តោយល្វែងដែលជាប់ទាក់ទងនឹងលទ្ធភាពទប់ម៉ូម៉ង់ប្រេះ M_{cr} របស់មុខកាត់ ។

នៅក្នុងករណីធ្វើជាប់អត់ប្រេះដែលមានចុងសង្វាងជាប់

$$I_e \text{ មធ្យម} = 0.70I_m + 0.15(I_{e1} + I_{e2}) \quad (7.12a)$$

សម្រាប់ធ្វើជាប់អត់ប្រេះដែលមានចុងម្ខាងជាប់

$$I_e \text{ មធ្យម} = 0.85I_m + 0.15(I_{\text{cont.end}}) \quad (7.12b)$$

ដែល I_m ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពនៃមុខកាត់កណ្តាលល្វែង ហើយ I_{e1} និង I_{e2} ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពនៃមុខកាត់ចុង ។

៧.៣.៣.2. Bilinear Computation Method

ក្នុងទម្រង់ក្រាហ្វិច, bilinear moment-deflection relationship សម្រាប់តំបន់ទី I និងតំបន់ទី II ដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងចំណុច ៧.៣.៣ ដែលអនុលោមទៅតាម ACI Code ។ ដ្យាក្រាមសម្រាប់តំបន់ I_g និង I_{cr} ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.៧ ។ ម៉ូម៉ង់និចលភាពប្រសិទ្ធភាព I_e របស់ Branson ឱ្យនូវភាពជាបង្ហាញសរុបមធ្យម $\delta_{tot} = \delta_e + \delta_{cr}$ ដែលបានពីខាងដើម ។

ACI Code ទាមទារនូវការគណនាភាពជាប់នៅតំបន់ដែលប្រេះនៅក្នុង bonded tendon beam គឺផ្អែកលើ transformed section នៅគ្រប់ពេលដែលក្នុងត្រាំងទាញ f_t នៅក្នុងបេតុងធំជាង $6\sqrt{f'_c}$ ។ ដូចនេះ គេអាច

កំណត់ δ_{cr} នៅក្នុងរូបទី ៧.៧ ដោយប្រើ I_{cr} transformed ដែលប្រើការចូលរួមរបស់ដែកពង្រឹងនៅក្នុង bilinear method ក្នុងការគណនាភាពងាប់។ គេអាចគណនាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់ដែលប្រែដោយ PCI approach សម្រាប់អង្កត់រងប្រកុងត្រាំងពេញតាមសមីការខាងក្រោម

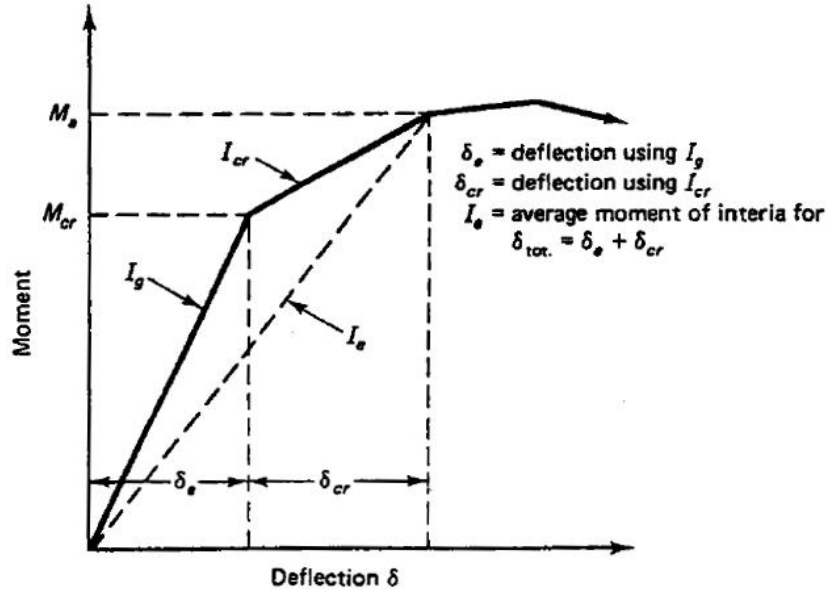


Figure 7.7 Moment-deflection relationship.

$$I_{cr} = n_p A_{ps} d_p^2 (1 - 1.6 \sqrt{n_p \rho_p}) \quad (7.13a)$$

ដែល $n_p = E_{ps} / E_c$ ។ ប្រសិនបើគេប្រើដែកធម្មតាឱ្យរងកុងត្រាំងទាញ (នៅក្នុងអង្កត់ប្រកុងត្រាំងដោយផ្នែក) គេអាចកែប្រែសមីការ 7.13 ឱ្យទៅជា

$$I_{cr} = (n_p A_{ps} d_p^2 + n_s A_s d_s^2) (1 - 1.6 \sqrt{n_p \rho_p + n_s \rho_s}) \quad (7.13b)$$

ដែល $n_s = E_s / E_c$ សម្រាប់ដែកធម្មតា, $d =$ កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពទៅដល់ទីប្រជុំម្ជុលរបស់ដែកធម្មតា ឬដែកមិនរងប្រកុងត្រាំង (nonprestressed strand steel) ។

៧.៣.៣. វិធីកំណើនម៉ូម៉ង់-កំណោង (Incremental Moment-Curvature Method)

គេអាចគណនាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់មុខកាត់ដែលប្រែកាន់តែស្មុគ្រស្មាញទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណោង (moment-curvature relationship) តាមបណ្តោយល្វែងធ្វើម និងពីការបែងចែកកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបលើកម្ពស់នៃមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់។ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.៤(d) សម្រាប់ strain ϵ_{cr} នៅពេលមានស្នាមប្រែដំបូង

$$\phi_{cr} = \frac{\varepsilon_{cr}}{c} = \frac{M}{E_c I_{cr}} \quad (7.14)$$

ដែល ε_{cr} ជា strain នៅត្រង់សរសៃរងការសង្កត់របស់បេតុងខាងក្រៅបំផុត និង M ជាម៉ូម៉ង់សរុបដែលរួមបញ្ចូលទាំង prestressing primary moment M_1 ធៀបនឹងទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់ដែលពិចារណា។ គេអាចសរសេរសមីការ 7.14 ឡើងវិញ នោះយើងបាន

$$I_{cr} = \frac{Mc}{E_c \varepsilon_{cr}} = \frac{Mc}{f} \quad (7.15)$$

ដែល f ជាកុងត្រង់របស់បេតុងនៅត្រង់សរសៃរងការសង្កត់របស់មុខកាត់។

Flowchart សម្រាប់គណនាភាពងាប់ភ្លាមៗ និងសម្រាប់សង់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណោងមានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.៨។

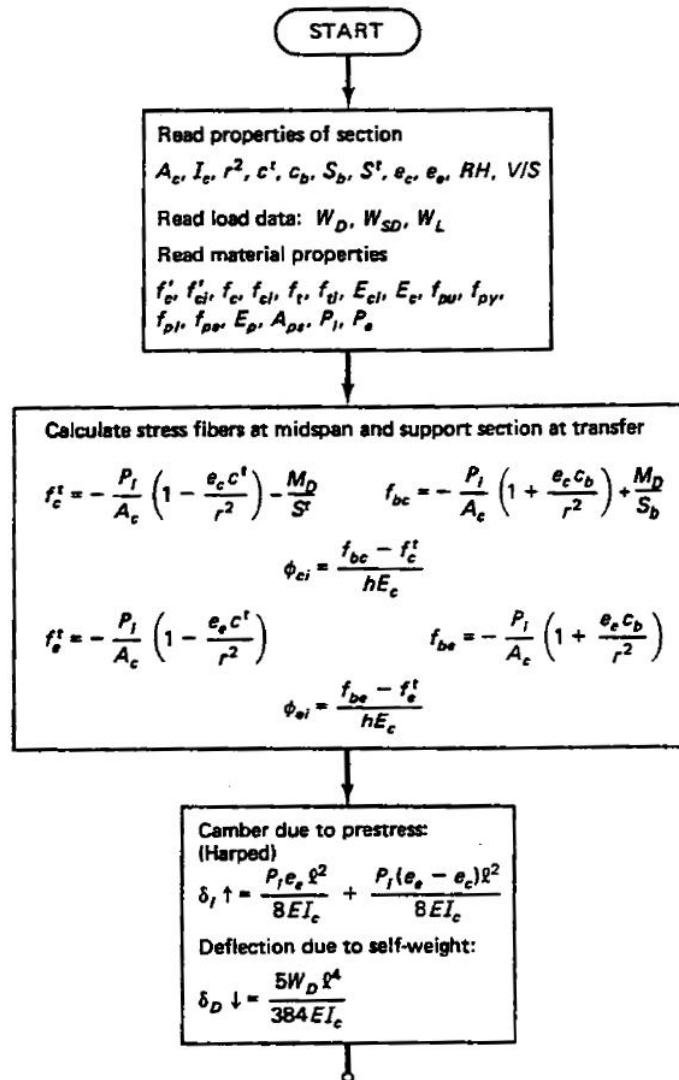
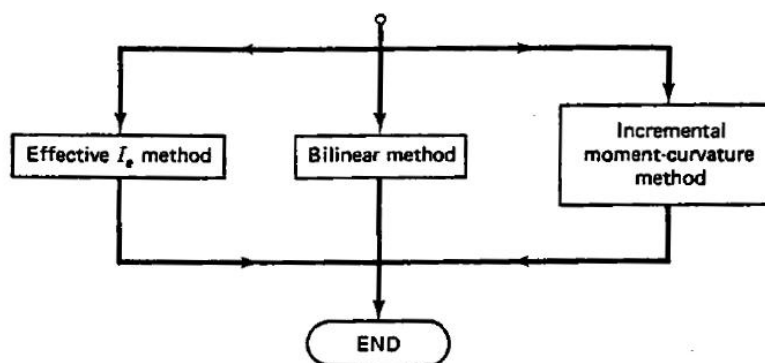
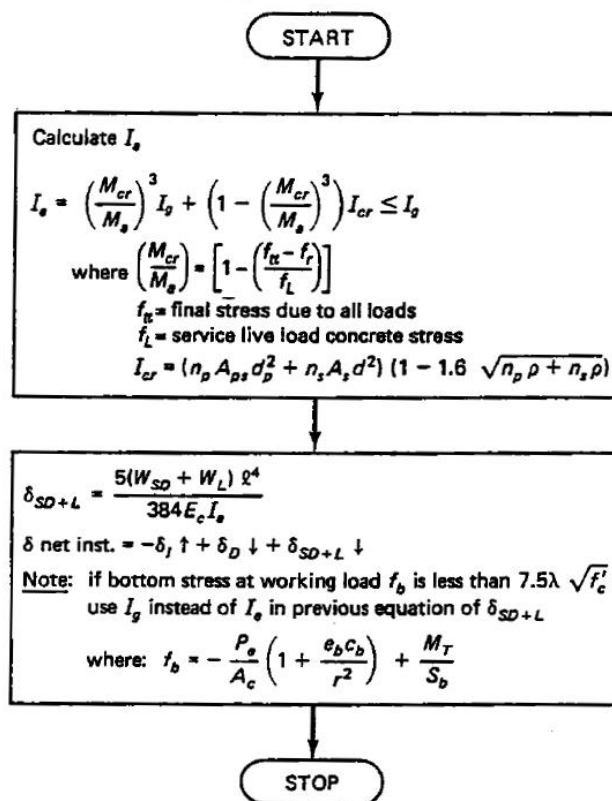


Figure 7.8 Flowchart for immediate moment-curvature camber and deflection.



(a)

Subroutine for I_2 method



(b)

Subroutine for bilinear method

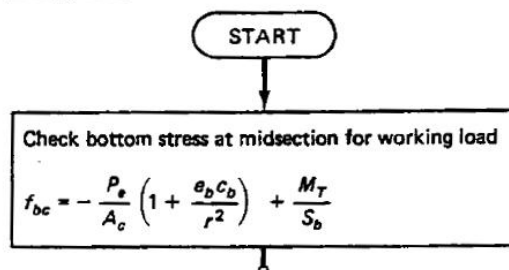
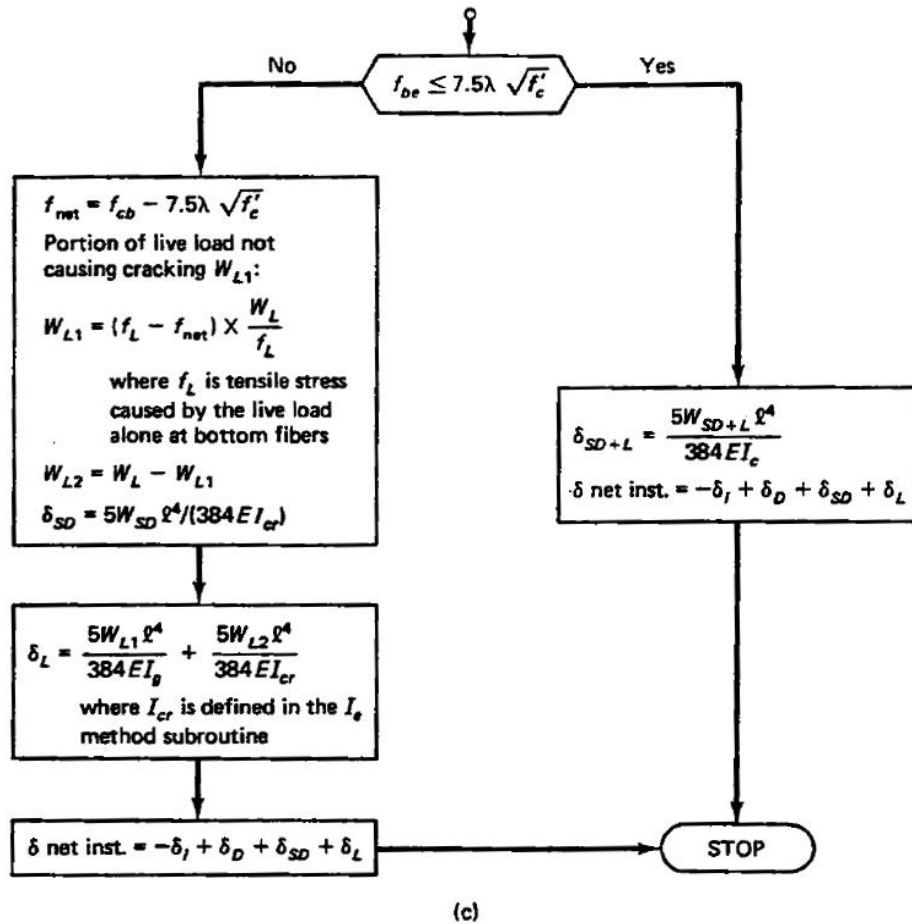


Figure 7.8 Continued



Subroutine for incremental moment-curvature method

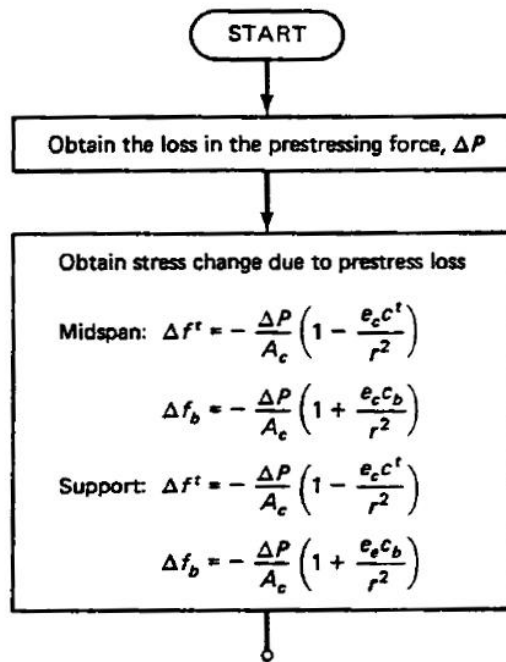


Figure 7.8 Continued

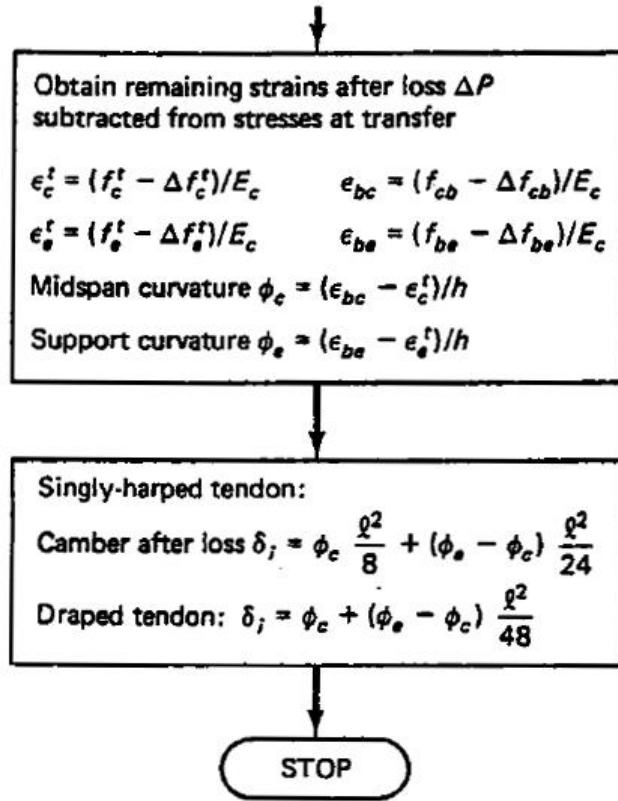


Figure 7.8 Continued

៧.៤. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លីក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ

Short-Term Deflection at Service Load

៧.៤.ក. ឧទាហរណ៍ ៧.៣ Non-Composite Uncracked Double T-Beam Deflection

កំណត់ភាពងាប់អេឡាស្ទិចភ្លាមៗ (រយៈពេលខ្លី) សរុបនៃ 12 DT 34 Beam នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.១ ដែលប្រើ (a) វិធីម៉ូម៉ង់និចលភាពដែលអាចអនុវត្តបាន I_g ឬ I_e , (b) វិធីកំណើនម៉ូម៉ង់-កំណោង (incremental moment-curvature method) ។ ផ្ទៃរងនូវ superimposed service load $1,100 \text{ plf}$ (16.1 kN/m) និង superimposed dead load 100 plf (1.5 kN/m) ។ ផ្ទៃនេះរងនូវ bonded pretensioned ជាមួយនឹង stress-relieved strands 7-wire-270ksi ($f_{pu} = 270 \text{ ksi} = 1,862 \text{ MPa}$) អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}$ (12.7 mm) ចំនួន 16 ($A_{ps} = 2.448 \text{ in}^2$) ។ នៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះមិនគិតពីការចូលរួមរបស់ដែកមិនរងប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងការគណនា ម៉ូម៉ង់និចលភាពទេ ។ សន្មត់ថាគោទាញ (jack) strand រហូតដល់ $0.70 f_{pu}$ ដែលបានពិកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម $P_i = 462,672 \text{ lb}$ ។ ប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព $P_e = 379,391 \text{ lb}$ កើតមាននៅពេលរងការអនុវត្តបន្ទុកលើកដំបូង គឺ 30 ថ្ងៃក្រោយពេលដំឡើង និងមិនគិតបញ្ចូលកំហុសបង់អាស្រ័យនឹងពេលទាំងអស់ ។

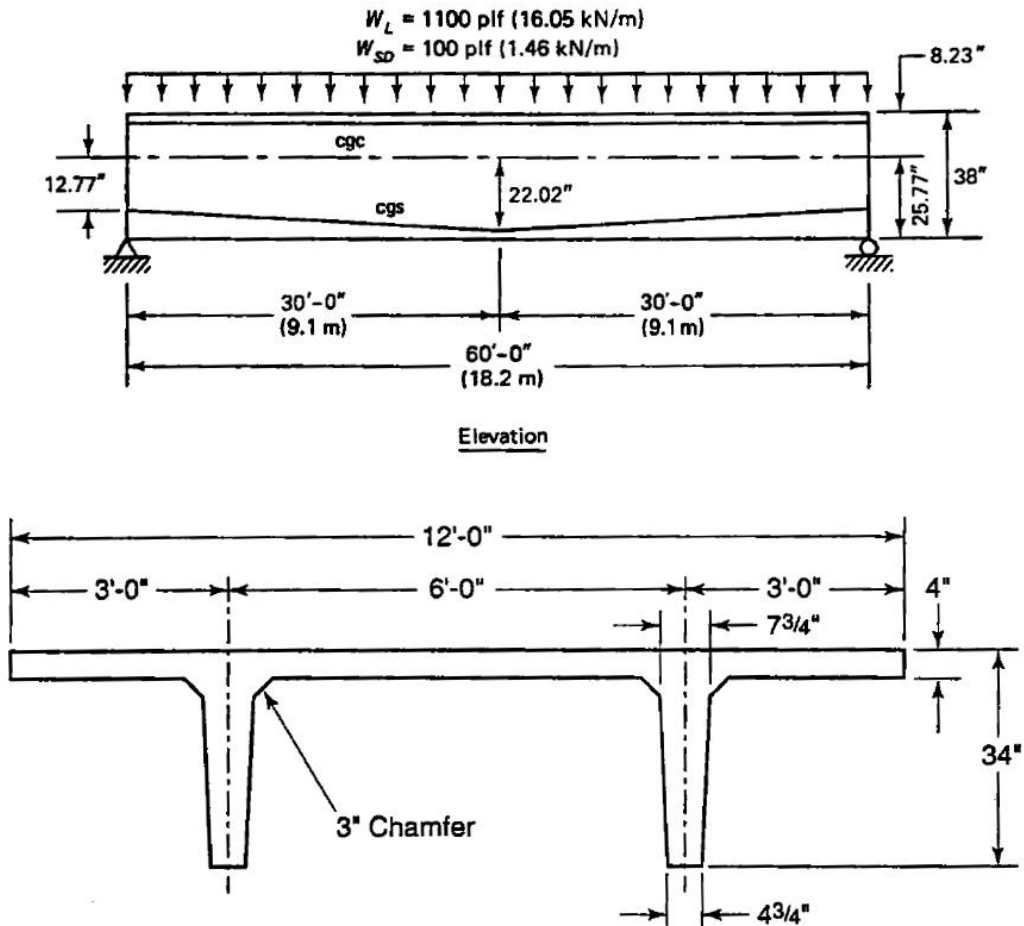


Figure 7.9 Beam geometry of Example 4.1.

ទិន្នន័យ:

- (a) លក្ខណៈធរណីមាត្រ (geometrical properties) (រូបទី ៧.៩)

$$A_c = 978 \text{ in.}^2 (6,310 \text{ cm}^2)$$

$$I_c = 86,072 \text{ in.}^4 (3.59 \cdot 10^6 \text{ cm}^4)$$

$$S_b = 3,340 \text{ in.}^3 (5.47 \cdot 10^6 \text{ cm}^3)$$

$$S^t = 10,458 \text{ in.}^3$$

$$W_D = 1,019 \text{ plf បន្ទុកផ្ទាល់}$$

$$W_{SD} = 100 \text{ plf (1.46 kN/m)}$$

$$W_L = 1,100 \text{ plf (16.05 kN/m)}$$

$$e_c = 22.02 \text{ in.}$$

$$e_e = 12.77 \text{ in.}$$

$$c_b = 25.77in.$$

$$c_t = 8.23in.$$

$$A_{ps} = 16 \times 0.153 = 2.448in.^2 (15.3cm^2)$$

$$P_i = 462,672(2,058kN) \quad \text{នៅពេលផ្ទេរ}$$

$$P_e = 379,391lb(1.688kN)$$

(b) លក្ខណៈសម្ភារៈ (material properties)

$$V / S = 2.39in.$$

$$RH = 70\%$$

$$f'_c = 5,000 psi$$

$$f'_{ci} = 3,750 psi$$

$$f_{pu} = 270,000 psi(1,862MPa)$$

$$f_{pi} = 189,000 psi(1,303MPa)$$

$$f_{pe} = 154,980 psi(1,067MPa)$$

$$f_{py} = 230,000 psi$$

$$E_{ps} = 28.5 \cdot 10^6 psi(196GPa)$$

(c) ក្នុងត្រង់អនុញ្ញាត (allowable stresses)

$$f_{ci} = 2,250 psi$$

$$f_c = 2,250 psi$$

$$f_{ti} = 184 psi \quad (\text{កណ្តាលស្វែង})$$

$$f_t = 849 psi \quad (\text{កណ្តាលស្វែង})$$

ដំណោះស្រាយ (a)

1. ក្នុងត្រង់នៅត្រង់មុខកាត់កណ្តាលស្វែង

យើងមានចំណែកផ្ចិតកណ្តាលស្វែង

$$e_c = 22.02in.(559mm)$$

ម៉ូម៉ង់ពត់កើតឡើងដោយសារបន្ទុកផ្ទាល់ខ្លួនអតិបរមា

$$M_D = \frac{1,019(60)^2}{8} \times 12 = 5,502,600in.-lb$$

(a) នៅពេលផ្ទេរ (at transfer)

ក្នុងត្រាំងដែលត្រូវបានគណនាគឺ

ពិសមីការ 4.1a

$$\begin{aligned}
 f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \\
 &= -\frac{462,672}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 8.73}{88.0} \right) - \frac{5,502,600}{10,458} \\
 &= +501 - 526 = -25 \text{ psi}(C) < f_t = +184 \text{ psi}(T), \quad \text{O.K.} \\
 f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \\
 &= -\frac{462,672}{978} \left(1 + \frac{22.02 \times 25.77}{88.0} \right) + \frac{5,502,600}{3,340} \\
 &= -3,524 + 1,647 = -1,877 \text{ psi}(C) < -2,250 \text{ psi}, \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

(b) នៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ (service load)

$$M_{SD} = \frac{100(60)^2 12}{8} = 540,000 \text{ in.} - \text{lb} (61 \text{ kN.m})$$

$$M_L = \frac{1,100(60)^2 12}{8} = 5,940,000 \text{ in.} - \text{lb} (672 \text{ kN.m})$$

$$\text{ដោយសារបន្ទុកអថេរ } f^t = \frac{5,940,000}{10,458} = -568 \text{ psi}(C)$$

$$\text{ដោយសារបន្ទុកអថេរ } f_b = \frac{5,940,000}{3,340} = 1,778 \text{ psi}(T)$$

$$\begin{aligned}
 \text{ម៉ូម៉ង់សរុប } M_T &= M_D + M_{SD} + M_L = 5,502,600 + 6,480,000 \\
 &= 11,982,600 \text{ in.} - \text{lb} (1,354 \text{ kN.m})
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.3a

$$\begin{aligned}
 f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S^t} \\
 &= -\frac{379,391}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 8.23}{88.0} \right) - \frac{11,982,600}{10,458} \\
 &= +411 - 1146 = -735 \text{ psi} < f_c = -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.3b

$$\begin{aligned}
 f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_b} \\
 &= -\frac{379,391}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 25.77}{88.0} \right) + \frac{11,982,600}{3,340} \\
 &= -2,689 + 3,587 = +698 \text{ psi}(T) < 849 \text{ psi} \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

គេអនុញ្ញាតឱ្យប្រើ gross moment of inertia I_g សម្រាប់ការគណនាភាពងាប់ ។ ក្នុងករណីបែបនេះ គេអាចយក effective moment of inertia I_e ស្មើនឹង I_g ។ ប្រសិនបើប្រៀបធៀបជាមួយ modules of rupture $f_r = 7.5\sqrt{f'_c} = 7.5\sqrt{5,000} = 530 \text{ psi}$ គេរំពឹងថានឹងមានស្នាមប្រេះតូចៗ (minor cracking) ហើយដើម្បីលក្ខណៈសុវត្ថិភាព (conservative) គេអនុញ្ញាតឱ្យប្រើមេគុណ 7.5 ។

2. កុងត្រាំងនៅត្រង់មុខកាត់ទម្រ

ពីសមីការ 4.1

$$f_{ti} = 6\sqrt{f'_{ci}} = 6\sqrt{3,750} = 367 \text{ psi}$$

$$f_t = 12\sqrt{f'_c} = 12\sqrt{5,000} = 849 \text{ psi}$$

$$e_e = 12.77 \text{ in.}$$

ធ្វើដូចគ្នានៅក្នុងជំហាននៃការគណនាកុងត្រាំងត្រង់មុខកាត់កណ្តាលល្វែង ដោយប្រើ $M = 0$ ជំនួសក្នុង សមីការក្នុងរាល់ជំហានខាងលើ ។ ការត្រួតពិនិត្យកុងត្រាំងមុខកាត់ទម្រនៅពេលផ្ទេរឱ្យនូវកុងត្រាំងដែលមាន តម្លៃតូចជាងកុងត្រាំងអនុញ្ញាត O.K. ។

តារាងសង្ខេបនៃកុងត្រាំងសរសៃ (psi)

	Midspan		Support	
	f'	f_b	f'	f_b
Prestress P_i only	+501	-3,524	+92	-2,242
At transfer and W_d	-25	-1,877	+92	-2,242
Live load W_L only	-568	+1,778	0	0
At service load	-735	+698	+75	-1,839

(1 psi = 6.895 kPa)

3. គណនាភាពងាប់ និងភាពកោង (camber) នៅពេលផ្ទេរ

ពី basic mechanics of materials ឬពីសមីការ ៧.៦ សម្រាប់ $a = l/2$ camber នៅកណ្តាលល្វែង ដែលបណ្តាលពី single harp ឬ depression នៃដៃកប្រែកុងត្រាំងគឺ

$$\delta \uparrow = \frac{Pe_c l^2}{8EI} + \frac{P(e_e - e_c)l^2}{24EI}$$

ដូចនេះ $E_{ci} = 57,000\sqrt{f'_{ci}} = 57,000\sqrt{3,750} = 3.49 \cdot 10^6 \text{ psi} (24.1 \text{ MPa})$

$$E_c = 57,000\sqrt{f'_c} = 57,000\sqrt{5,000} = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi} (27.8 \text{ MPa})$$

$$\delta_{pi} \uparrow = \frac{462,672 \times 22.02 \times (60 \times 12)^2}{8 \times 3.49 \cdot 10^6 \times 86,702} + \frac{462,672 \times (12.77 - 22.02)(60 \times 12)^2}{24 \times 3.49 \cdot 10^6 \times 86,702}$$

$$= -2.20 + 0.31 = -1.89in.(48mm) \uparrow$$

ភាពងាប់ឡើងលើនេះ (camber) គឺបណ្តាលពីមកពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប៉ុណ្ណោះ ។ បន្ទុកផ្ទាល់នៅក្នុង 1in. គឺ $1,019/12 = 84.9lb/in$. ហើយភាពងាប់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកផ្ទាល់គឺ $\delta_D \downarrow = 5wl^4 / 384EI$

$$\delta_D = \frac{5 \times 84.9(60 \times 12)^4}{384 \times 3.49 \cdot 10^6 \times 86,072} = 0.99in. \downarrow$$

ដូចនេះ net camber នៅពេលផ្ទេរគឺ $-1.89 \uparrow + 0.99 \downarrow = -0.90in. \uparrow (25mm)$

4. គណនាភាពងាប់ភ្លាមៗសរុបក្រោមអំពើ service load នៃមុខកាត់អត់ប្រេះ

(a) ភាពងាប់ដោយសារ superimposed dead load

$$\text{ដោយប្រើ } E_c = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

$$\delta_{SD} = 0.99 \frac{E_{ci}}{E_c} \left(\frac{100}{1,019} \right) = 0.99 \left(\frac{3.49}{4.03} \right) \left(\frac{100}{1,019} \right) = 0.08in.(2.0mm) \downarrow$$

(b) ភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកអថេរ

$$\delta_L = \frac{5wl^4}{384E_c I_c} = \frac{5(1100)(60 \times 12)^4}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 86,072} \times \frac{1}{12} = 0.93in. \downarrow$$

សេចក្តីសង្ខេបនៃ camber និងភាពងាប់រយៈពេលខ្លីក្រោមអំពើ service load មានដូចខាងក្រោម៖

$$\text{camber ដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដំបូង} = 1.89in.(48mm) \uparrow$$

$$\text{ភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកផ្ទាល់} = 0.99in.(25mm) \downarrow$$

$$\text{ភាពងាប់ដោយសារ superimposed dead load} = 0.08in.(2mm) \downarrow$$

$$\text{net deflection នៅពេលផ្ទេរ} = -1.89 + 0.99 = -0.90in. \uparrow$$

ប្រសិនបើគេពិចារណាភាពងាប់ដោយសារកំហាតបង់ពីដំណាក់កាលរហូតដល់រយៈពេល 30 ថ្ងៃ នោះ

camber ត្រូវបានកាត់បន្ថយបាន

$$= 1.89 \left(\frac{462,672 - 379,391}{462,672} \right) = 1.89 \left(\frac{0.34}{462,672} \right) = 0.34in. \downarrow$$

ដំណោះស្រាយ (b)

ដំណោះស្រាយតាមវិធីកំណើនម្លូម៉ង់ និងកំណាង (incremental moment curvature method)

$$\Delta P = P_i - P_e = 462,672 - 379,391 = 83,281lb(370kN)$$

បម្រែបម្រួលរាងធៀបដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងនៅពេលផ្ទេរ

$$\text{នៅរយៈពេល 7 ថ្ងៃ } E_{ci} = 3.49 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

(i) ដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_i

កណ្តាលល្វែង៖

$$f^t = +501 \text{ psi}$$

$$f_b = -3,524 \text{ psi}$$

$$\varepsilon_c^t = \frac{501}{3.49 \cdot 10^6} = +144 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\varepsilon_{cb} = -1,010 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

លើទម្រងៈ

$$f^t = +92 \text{ psi}$$

$$f_b = -2,242 \text{ psi}$$

$$\varepsilon_e^t = 26 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\varepsilon_{et} = -642 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$(1 \text{ psi} = 6.895 \text{ kPa})$$

(ii) ដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង និងបន្ទុកផ្ទាល់ $P_i + W_D$

កណ្តាលល្វែងៈ

$$f^t = -25 \text{ psi} \quad \varepsilon_c^t = -7.2 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$f_b = -1,877 \text{ psi} \quad \varepsilon_{cb} = -537.8 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

ទម្រងៈ ដូចគ្នានឹងករណី (i)

បម្រែបម្រួល strain ដែលបណ្តាលពីកំហុតបង់ប្រែក្នុងត្រាំង

$$-\Delta P = 83,281 \text{ lb}$$

$$E_{ci} = 3.49 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$\Delta f^t = -\frac{(-\Delta P)}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) = +\frac{83,281}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 8.23}{88.0} \right) = -90 \text{ psi}(C)$$

$$\Delta \varepsilon_c^t = \frac{-90}{3.49 \cdot 10^6} = -26 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta f_b = -\frac{(-\Delta P)}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) = \frac{83,281}{978} \left(1 + \frac{22.02 \times 25.77}{88.0} \right) = +634 \text{ psi}(T)$$

$$\Delta \varepsilon_{cb} = \frac{634}{3.49 \cdot 10^6} = +182 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

មុខកាត់ត្រង់ទម្រងៈ

$$\Delta f^t = -\frac{(-\Delta P)}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) = \frac{83,281}{978} \left(1 - \frac{12.77 \times 8.23}{88.0} \right) = -16.5 \text{ psi}(C)$$

$$\Delta \varepsilon_e^t = \frac{-16.5}{3.49 \cdot 10^6} = -5 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta f_b = -\frac{(-\Delta P)}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) = +\frac{83,281}{978} \left(1 + \frac{12.77 \times 25.77}{88.0} \right) = 404 \text{ psi}(T)$$

$$\Delta E_{be} = \frac{+404}{3.49 \cdot 10^6} = +116 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

ដោយបូក strain នៅពេលផ្ទេរបន្ថែមពីលើ strain ដែលបណ្តាលពីកំហាតបង់ប្រែកុងត្រាំងឱ្យការបែងចែក strain ក្រោមអំពើ service load ក្រោយពេលរងតែកម្លាំងប្រែកុងត្រាំង ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.១០ ។

រូបទី ៧.១០

កំណោងនៅកណ្តាលល្វែង

$$\phi_c = \frac{-828 - 118}{34} \times 10^{-6} = -27.82 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.}$$

កំណោងនៅត្រង់ទម្រង់

$$\phi_e = \frac{-526 - 21}{34} \times 10^{-6} = -16.09 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.}$$

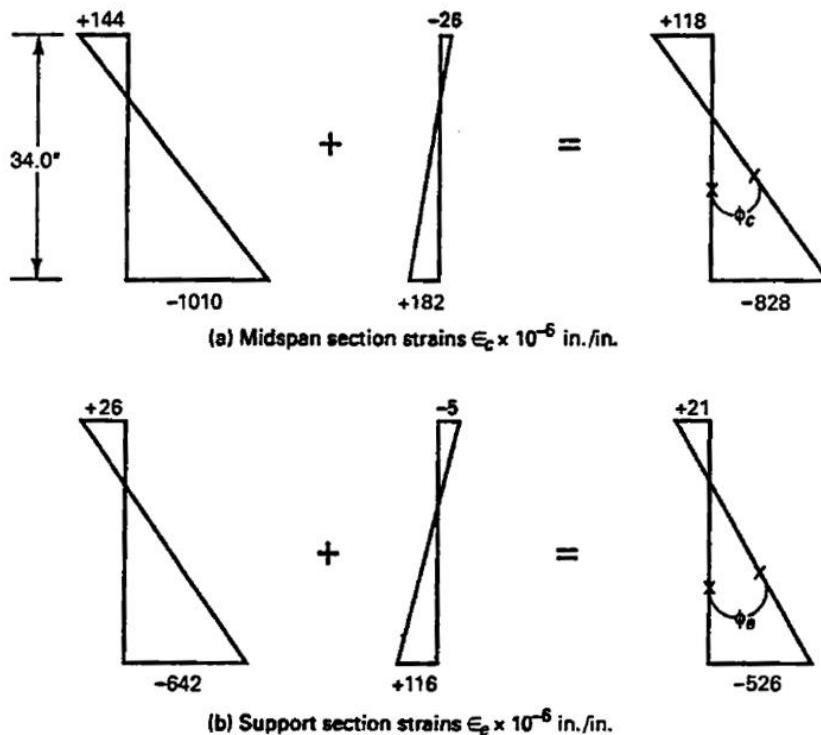


Figure 7.10 Strain distribution across section depth at prestress transfer in Example 7.4.

រូបទី ៧.៦, សម្រាប់ $a = l/2$, camber របស់ផ្ទាំងដែលបណ្តាលតែពី P_e គឺ

$$\begin{aligned}\delta_e \uparrow &= \phi_c \left(\frac{l^2}{8} \right) + (\phi_e - \phi_c) \frac{l^2}{24} \\ &= -27.82 \cdot 10^{-6} \frac{(60 \times 12)^2}{8} + (-16.09 + 27.82) \cdot 10^{-6} \frac{(60 \times 12)^2}{24} \\ &= -1.80 + 0.25 = -1.55 \text{ in. } \uparrow (39 \text{ mm}) \quad (\text{camber})\end{aligned}$$

ដែលស្រដៀងគ្នាទៅនឹង $(-1.89 + 0.34) = -1.55 \text{ in. } \uparrow$ ក្រោយពេលខាតបង់នៅក្នុងដំណោះស្រាយលើកមុន។ ភាពងាប់ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកផ្ទាល់ W_D , superimposed dead load W_{SD} និងបន្ទុកអថេរ W_L គឺស្រដៀងគ្នានឹងដំណោះស្រាយលើកមុន។

ចំណាំថាតម្លៃភាពងាប់ដែលបានពីការគណនាខុសពីតម្លៃភាពងាប់ជាក់ស្តែងចន្លោះពី 20% ទៅ 40% ដោយសារការប៉ាន់ប្រមាណដែលជះឥទ្ធិពលដល់ម៉ូឌុលរបស់បេតុង។ ដូចនេះ គេគួរយកតម្លៃដែលគណនានៅគ្រប់ជំហានទាំងអស់របស់ដំណោះស្រាយបីខ្ទង់ក្រោយក្បែរស្រដៀងមួយក្នុងចំណោមឥទ្ធិពលខ្លាំងដល់លទ្ធផលចុងក្រោយ។

៧.៥. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លីរបស់ឆ្នឹមប្រេកុងត្រាំងដែលប្រេះ

Short-Term Deflection of Cracked Prestressed Beams

៧.៥.ក. ភាពងាប់រយៈពេលខ្លីរបស់ឆ្នឹមនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៣ ប្រសិនបើមុខកាត់មានប្រេះ

Short-Term Deflection of Cracked Prestressed Beam in Example 7.3 if cracked

ឧទាហរណ៍ ៧.៤: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៧.៣ ដោយ (a) bilinear method, (b) វិធីម៉ូម៉ង់ប្រសិទ្ធភាពសម្រាប់លក្ខខណ្ឌក្នុងត្រាំងទាញ $f_b = 750 \text{ psi}$ (ដែលក្នុងត្រាំងទាញមានតម្លៃធំជាងម៉ូឌុលដាច់ $f_r = 7.5\sqrt{f'_c} = 530 \text{ psi}$) ក្រោមអំពើ service load នៅកណ្តាលល្វែងត្រង់សរសៃខាងក្រោមជួនសឱ្យ $f_b = -56 \text{ psi}(C)$ នៅក្នុងឧទាហរណ៍លើកមុន។ សន្មតថា net beam camber ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រេកុងត្រាំង និងបន្ទុកផ្ទាល់គឺ $\delta = 0.95 \text{ in.}$ ។

ដំណោះស្រាយ:

Net tensile stress បន្ទាប់ពី first cracking load ត្រង់ម៉ូឌុលដាច់គឺ $f_{net} = f_b - f_r = 750 - 530 = +220 \text{ psi}(T)$ ។ ពីរូបទី ៧.៣, ក្នុងត្រាំងទាញដែលបណ្តាលដោយសារតែបន្ទុកអថេរនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមគឺ $+1,778 \text{ psi}$ ។ នៅពេលនេះ ដោយសារ $W_L = 1,100 \text{ plf}$ ចំណែកនៃបន្ទុកដែលមិនបានធ្វើឱ្យមានក្នុងត្រាំងទាញនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមគឺ

$$\begin{aligned}w_1 &= \frac{(1,778 - 220)}{1,778} \times 1,100 = 964 \text{ plf} \\ &= \frac{964}{12} = 80 \text{ lb/in.}\end{aligned}$$

ភាពងាប់ដែលកំណត់ដោយ I_g នៃមុខកាត់ដែលអត់ប្រេះគឺ

$$\delta_g = \frac{5w_1 l^4}{384E_c I_g} = \frac{5 \times 80(60 \times 12)^4}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 86,072} = 0.8in. \downarrow (20mm)$$

(a) *bilinear method*

$$I_{cr} = n_p A_{ps} d_p^2 (1 - 1.6 \sqrt{n_p \rho_p})$$

$$n_p = \frac{E_{ps}}{E_c} = \frac{28.5 \cdot 10^6}{4.03 \cdot 10^6} = 7.07$$

$$d_p = e_c + c_t = 22.02 + 8.23 = 30.25in. > 0.8h = 27.2in.$$

$$d_p \text{ ដែលប្រើ } = 30.25in. \quad \text{និង } A_{ps} = 2.448in.^2 \text{ នោះ}$$

$$\rho_p = \frac{A_{ps}}{bd_p} = \frac{2.448}{144 \times 30.25} = 0.0006$$

$$I_{cr} = 7.07 \times 2.448(30.25)^2 (1 - 1.6 \sqrt{7.07 \times 0.0006})$$

$$= 14,187in.^4 (5.9 \cdot 10^5 cm^4)$$

តុល្យភាពនៃបន្ទុកសរុបដែលធ្វើឱ្យមុខកាត់ប្រេះគឺ

$$w_2 = \frac{1,100 - 964}{1,100 \times 12} = 11.3lb/in.$$

$$\delta_{cr} = \frac{5w_2 l^4}{384E_c I_{cr}} = \frac{5 \times 11.3(60 \times 12)^4}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 14,187}$$

$$= 0.69in. \downarrow (17mm)$$

ដូចនេះ ភាពងាប់សរុបដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ

$$\delta_L = 0.80 + 0.69 = +1.49in. \downarrow (38mm)$$

(b) *វិធីម៉ូម៉ង់និចលភាពប្រសិទ្ធភាព (effective moment inertia moment) I_e*

ពីសមីការ 7.10b

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right] I_{cr} \leq I_g$$

ពីសមីការ 7.11

$$\left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right) = 1 - \left(\frac{f_{tl} - f_t}{f_L} \right)$$

$$f_{tl} = \text{កុងត្រាំងសរុបចុងក្រោយ} = +750psi(T)$$

$$f_r = \text{ម៉ូឌុលដាច់} = 530psi \text{ បានពីលើកមុន}$$

$$f_L = \text{កុងត្រាំងបន្ទុកអថេរ} = 1,778psi$$

$$\left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right) = 1 - \left(\frac{750 - 530}{1,778}\right) = 1 - 0.124 = 0.876$$

$$\left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3 = 0.67$$

$$I_e = 0.67 \times 86,072 + (1 - 0.67)14,187$$

$$= 62,350 \text{ in.}^4$$

$$\text{អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកអថេរសរុប} = 1,100 / 12 = 92 \text{ lb / in.}$$

ភាពងាប់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ

$$\delta_L = \frac{5 \times 92(60 \times 12)^4}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 62,350} = 1.28 \text{ in. } \downarrow (33 \text{ mm})$$

ដោយប្រៀបធៀបជាមួយនឹង 1.49 in. នៅក្នុងដំណោះស្រាយ (a) យើងយក $\delta_L = +1.49 \text{ in. } \downarrow$ ។ ប្រើ
តម្លៃនេះសម្រាប់ final net long-term deflection ក្រោយពេលខាតបង់ដូចអ្វីដែលបានរៀបជាតារាងនៅក្នុង
ឧទាហរណ៍ ៧.៦ ។

៧.៦. ការសង់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណោង

Construction of Moment-Curvature Diagram

ឧទាហរណ៍ ៧.៥: ចូរសង់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណោងសម្រាប់មុខកាត់កណ្តាលល្វែងរបស់ bonded
double-T beam នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៣ សម្រាប់ជំហាននៃការកើនឡើងនូវបម្រែបម្រួលរាងធៀបដូចខាង
ក្រោម:

1. បម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅពេលផ្ទេរ $f_{pi} = 189,000 \text{ psi}$ ដែលបណ្តាលតែពី P_i
2. បម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅពេល $f_{pe} = 154,980 \text{ psi}$ មុនពេលរងបន្ទុកទំនាញ
3. នៅពេលដកកម្លាំង (decompression) នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រកុងត្រាំង
4. នៅពេលកុងត្រាំងធ្វើការដល់ម៉ូឌុលដាច់ (modulus of rupture)
5. មុខកាត់ដែលមានប្រេះ ។ បម្រែបម្រួលរាងធៀប ϵ_{cl} នៅសរសៃខាងលើ $= 0.001 \text{ in. / in.}$
6. មុខកាត់ដែលមានប្រេះ ។ បម្រែបម្រួលរាងធៀប ϵ_{cl} នៅសរសៃខាងលើ $= 0.003 \text{ in. / in.}$

ដំណោះស្រាយ:

1. ដំណាក់កាលផ្ទេរកម្លាំងប្រកុងត្រាំង

ពីទិន្នន័យសម្រាប់ឧទាហរណ៍ ៧.៣ កុងត្រាំងកណ្តាលល្វែងដែលបណ្តាលមកពីកម្លាំងប្រកុងត្រាំងគឺ
មានដូចខាងក្រោម:

$$f^t = +501 \text{ psi}$$

$$f_b = -3,524 \text{ psi}$$

$$\varepsilon_c^t = \frac{+501}{3.49 \cdot 10^6} = +144 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\varepsilon_{cb} = \frac{-3,524}{3.49 \cdot 10^6} = -1,010 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\phi_i = \frac{(\varepsilon_{cb} - \varepsilon_c^t)}{h} = \frac{(-1,010 - 144)}{34} \times 10^{-6} = -33.94 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.}$$

ពីឧទាហរណ៍ ៧.៣ ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលមកពី $P_i + M_D$ គឺ $M_i = -462,672 \times 22.02 + 5,502,600$
 $= -4.69 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$

2. ដំណាក់កាលក្រោយពេលខាតបង់

នៅក្នុងដំណាក់កាលដកបន្ទុកជាបន្តបន្ទាប់ តម្លៃរបស់ម៉ូម៉ង់ M_g ដែលបណ្តាលមកពីបន្ទុកទំនាញត្រូវបាន
 រកដោយការកាត់បន្ថយក្នុងត្រាំងនៅក្នុងដែកប្រែក្នុងត្រាំងរហូតដល់សូន្យ ។ ពីឧទាហរណ៍ ៤.១, $P_e = 379,391 \text{ lb}$ ។
 ដូចនេះ

$$\frac{P_e}{P_i} = \frac{379,391}{462.672} = 0.82$$

ក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅកណ្តាលល្វែងពេលផ្ទេរកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_i គឺ

$$f_c^t = +501 \text{ psi}$$

$$f_{cb} = -3,524 \text{ psi}$$

$$\varepsilon_c^t = +144 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\varepsilon_{cb} = -1,010 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

កាត់បន្ថយបម្រែបម្រួលរាងធៀបរហូតដល់ដំណាក់កាល P_e ដូចខាងក្រោម៖

$$\varepsilon_c^t = 0.82(144 \cdot 10^{-6}) = 118 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\varepsilon_{cb} = 0.82(-1,010 \cdot 10^{-6}) = -828 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

ការពង្រាយបម្រែបម្រួលរាងធៀបនឹងក្លាយដូចអ្វីដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.១១

$$\phi_2 = \frac{(\varepsilon_{cb} - \varepsilon_c^t)}{h} = \frac{(-828 - 118)10^{-6}}{34} = -27.82 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.}$$

ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទំនាញ $M_g = 0$

ចំណាំថាការបែងចែកបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងរូបទី ៧.១១ គឺបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_e ។
 ប្រើដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបក្នុងរូបទី ៧.១២ សម្រាប់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង និងប្រើ
 ដ្យាក្រាមក្នុងរូបទី ៧.១៣ សម្រាប់បេតុងដើម្បីកំណត់ក្នុងត្រាំងជាក់ស្តែងតាមរយៈ strain compatibility ។

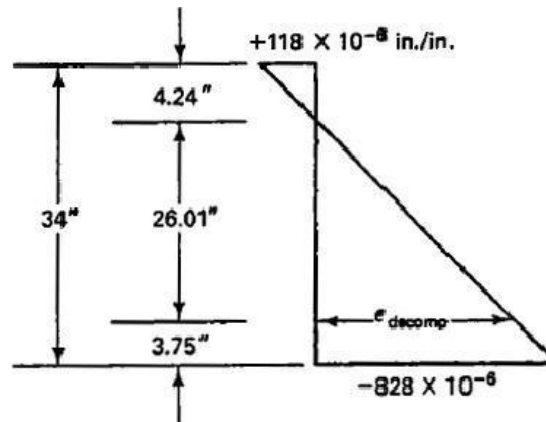


Figure 7.11 Strain distribution due only to prestress P_e .

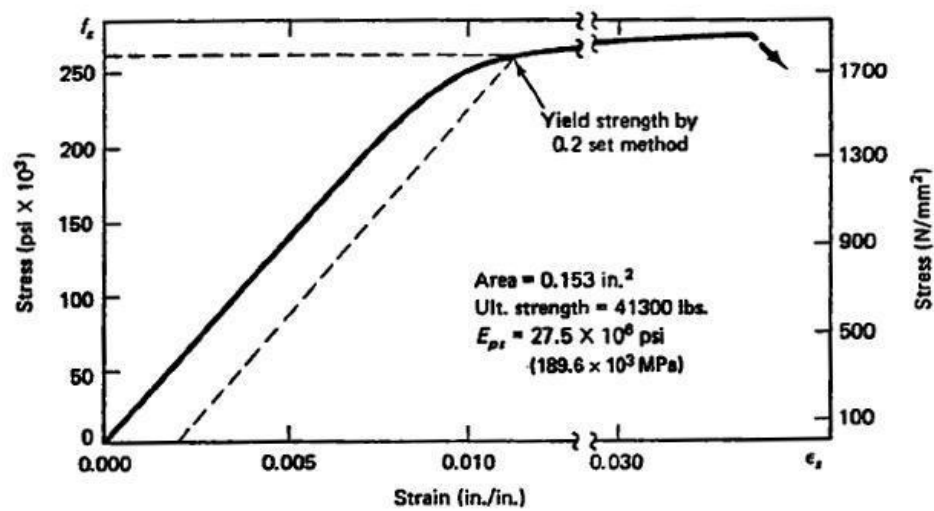


Figure 7.12 Stress-strain diagram for $\frac{1}{2}$ in. (12.7 mm) dia prestressing tendons.

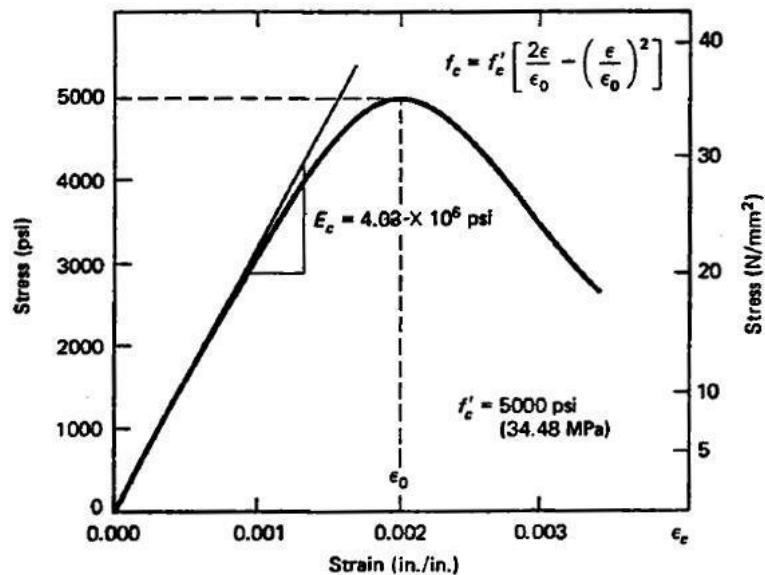


Figure 7.13 Stress-strain diagram for $f'_c = 5,000$ psi concrete.

3. ដំណាក់កាលក្រោយដកបន្ទុកជាមួយនឹងកុងត្រាំងបេតុងស្មុគស្មាញនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រេកុងត្រាំង

ពីរូបទី ៧.១២ បម្រែបម្រួលរាងធៀបនៃការដកបន្ទុកនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់ដែកប្រេកុងត្រាំងគឺ

$$\varepsilon_{decomp} = -828 \cdot 10^{-6} \times \frac{26.01}{26.01 + 3.75} = 723 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\text{និង } \varepsilon_{pe} = \frac{f_{pe}}{E_{ps}} = \frac{154,980}{27.5 \cdot 10^6} = 5,636 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

ភាពត្រូវគ្នា (compatibility) របស់បម្រែបម្រួលរាងធៀបទាមទារឱ្យដែកប្រេកុងត្រាំងនៅក្នុង bonded beam មានបម្រែបម្រួលរាងធៀបដូចគ្នា ដូចដែលកុងត្រាំងទាញរបស់បេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញវាកើនឡើងដើម្បីកាត់បន្ថយកុងត្រាំងសង្កត់នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រេកុងត្រាំងរហូតដល់ស្មើសូន្យ ។ ដូចនេះ

$$\text{បម្រែបម្រួលរាងធៀបសរុប } \varepsilon_{pe} = 5,636 \cdot 10^{-6} + 723 \cdot 10^{-6} = 6,359 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

ពីដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងរូបទី ៧.១២ កុងត្រាំង

$$f_{pe} = 177,00 \text{ psi}$$

ដូចនេះ យើងបាន

$$P_e \text{ ដែលកែសម្រួល} = 177,000 \times 0.153 \times 16 = 433,296$$

$$f^t \text{ ដែលកែសម្រួល} = -\frac{433,296}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 8.23}{88.0} \right) \cong +469 \text{ psi}(T)$$

$$\varepsilon_c^t = -\frac{+469}{4.03 \cdot 10^6} = 116 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$f_b \text{ ដែលកែសម្រួល} = -\frac{433,296}{978} \left(1 + \frac{22.02 \times 25.77}{88.0} \right) \cong -3,300 \text{ psi}(C)$$

$$\varepsilon_{cb} = \frac{-3,300}{4.03 \cdot 10^6} = -819 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$f_{decomp} = \frac{M_{decomp} \times y}{I_c} = \frac{M_{decomp} \times 22.02}{86,072} = 2,884 \text{ psi}$$

$$M_{decomp} = \frac{2,884 \times 86,072}{22.02} = 11.27 \cdot 10^6 \text{ in.-lb} (1.27 \cdot 10^6 \text{ N.m})$$

$$f^t = \frac{M_{decomp}}{S^t} = \frac{11.27 \cdot 10^6}{10,458} = -1,078 \text{ psi}(C)$$

$$\text{net stress } f^t = -1,078 + 469 = -609 \text{ psi}(C) (4.16 \text{ MPa})$$

$$\varepsilon_c^t = \frac{-609}{4.03 \cdot 10^6} = -151.1 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$f_b = \frac{11.27 \cdot 10^6}{S_b} = \frac{11.27 \cdot 10^6}{3,340} = +3,374 \text{ psi}(T)$$

$$\text{net stress } f_b = +3,374 - 3,300 = +74 \text{ psi}(T)$$

$$\varepsilon_{cb} = \frac{74}{4.03 \cdot 10^6} = +18.4 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\phi_{decomp} = \frac{(\epsilon_{cb} - \epsilon_c^t)}{h} = \frac{(18.4 + 151.1)}{34} \times 10^{-6} = +4.99 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$$

$$M = 11.27 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

រូបថត ៧.១៤ ឱ្យនូវការពង្រាយក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងផ្ទៃនេះនៅក្នុងស្ថានភាពនៃការដកបន្ទុក។

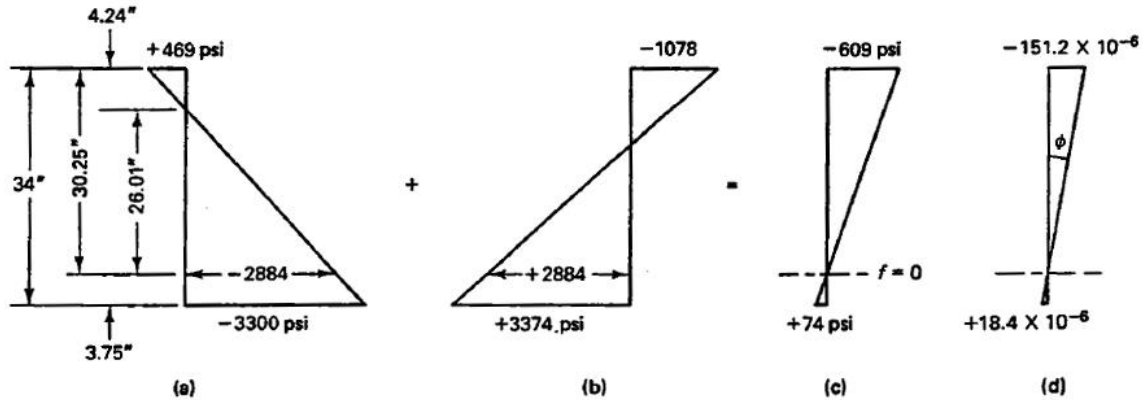


Figure 7.14 Stress distribution at decompression in Example 7.6. (a) Loading stress. (b) Decompression stress. (c) Final stress. (d) Unit strain.

4. ដំណាក់កាលម៉ូឌុលដាច់

$$f_r = 7.5\lambda\sqrt{f'_c} = 7.5\sqrt{5,000} = 530 \text{ psi}$$

$$M_{cr} = S_b \left[7.5\lambda\sqrt{f'_c} + \frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e c_b}{r^2} \right) \right]$$

ពីលើកមុន អង្គទីពីរនៃសមីការខាងលើសម្រាប់ម៉ូឌុលដាច់ឱ្យក្នុងត្រាំង 3,300 psi ។

ដូចនេះ $M_{cr} = 3,340(530 + 3,300) = 12.8 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$

net bottom concrete stress = ម៉ូឌុលដាច់ f_r សម្រាប់ករណីនេះ = +530 psi(T)

$$\epsilon_{cb} = \frac{+530}{4.03 \cdot 10^6} = +132 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$f^t = \frac{12.8 \cdot 10^6}{10,458} = -1,224 \text{ psi(C)}$$

net stress $f^t = -1,224 + 469 = -755 \text{ psi(C)}$

$$\epsilon_c^t = \frac{-755}{4.03 \cdot 10^6} = -187 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\phi_s = \frac{(\epsilon_{cb} - \epsilon_c^t)}{h} = \frac{(132 + 187)}{34} \times 10^{-6}$$

$$= +9.38 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$$

5. ដំណាក់កាលមុនកាត់មានស្នាមប្រេះ, $\epsilon_c = 0.001 \text{ in./in.}$

ពីលើកមុន, $\epsilon_{pe} = 6,359 \cdot 10^{-6} = 0.0064 \text{ in./in.}$ ។ តាមការសាកល្បង និងកែតម្រូវ សន្មត់កម្ពស់អ័ក្សរណីត $c = 1.5 \text{ in.}$ ពីខាងក្រោមសរសៃខាងលើបំផុតរបស់ស្លាប ។ ហើយ $\Delta\epsilon_{ps}$ ជាបម្រែបម្រួលរាងធៀបបន្ថែមនៅក្នុង bonded prestressing strand ដែលបណ្តាលពី $\epsilon_c = 0.001 \text{ in./in.}$ នៅសរសៃខាងលើបំផុត ហើយពីត្រីកោណដូច (similar triangle) នៅក្នុងរូបទី ៧.១៥

$$\Delta\epsilon_{ps} = \frac{(30.25 - 1.5)}{1.5} \times 0.001 = 0.0192 \text{ in./in.}$$

ដូចនេះ $\epsilon_{ps} \text{ សរុប} = 0.0192 + 0.0064 = 0.0256 \text{ in./in.}$

ពីដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងរូបទី ៧.១២ ក្នុងត្រាំងដែលត្រូវនឹងតម្លៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប ϵ_{ps} សរុបគឺ

$$f_{ps} \cong 260,000 \text{ psi}$$

និង $A_{ps} = 16 \times 0.153 = 2.448 \text{ in.}^2$

ដូចនេះ កម្លាំងទាញ $T_p = 260,000 \times 2.448 = 636,480 \text{ lb}$

ពីរូបទី ៧.១៣, $f_c = 3,000 \text{ psi}$ ត្រូវគ្នានឹង $\epsilon_c = 0.001 \text{ in./in.}$ ។

នោះ កម្លាំងសង្កត់ $C_c = (12 \times 12 \times 1.5) 3,000 = 648,000 > T = 636,480 \text{ lb}$

ដូចនេះ គេគួរកាត់បន្ថយកម្ពស់អ័ក្សរណីត ។

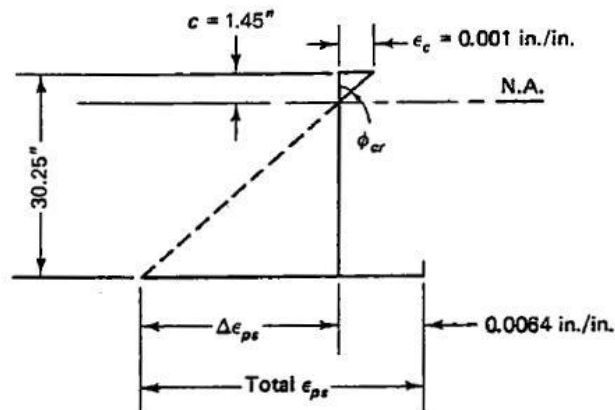


Figure 7.15 Strain distribution at $\epsilon_c = 0.001 \text{ in./in.}$ in Example 7.5.

សាកល្បងលើកទីពីរ

សន្មត់ $c = 1.45 \text{ in.}$ ។ នោះ

$$\Delta\epsilon_{ps} = \frac{(30.25 - 1.45)}{1.45} \times 0.001 = 0.0199 \text{ in./in.}$$

និង $\epsilon_{ps} \text{ សរុប} = 0.0199 + 0.0064 = 0.0263 \text{ in./in.}$

ពីរូបទី ៧.១៣, $f_{ps} \cong 255,000 \text{ psi}$, $T_p = 255,000 \times 2.448 = 624,240 \text{ lb}$ និង

$C_c = (12 \times 12 \times 1.45) 3000 = 624,400 \text{ lb} \cong T_p$ ។ ដូចនេះ c ដែលសន្មត់ $= 1.45 \text{ in.}$ គឺ O.K ។

$$M_n = 624,240 \left(30.25 - \frac{1.45}{2} \right) = 18.4 \cdot 10^6 \text{ in.-lb}$$

និងពីសមីការ 7.5d

$$\phi_u = \frac{\epsilon_u}{c} = \frac{0.001}{1.45} = 690 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.}$$

6. ដំណាក់កាលមុខកាត់មានស្ថាប័នប្រែរោង, $\epsilon_c = 0.003 \text{ in./in.}$ (ultimate load)

$\epsilon_c = 0.003 \text{ in./in.}$ ជាបម្រែបម្រួលរាងធៀបអតិបរមាដែលអនុញ្ញាតដោយ ACI Code ក្រោមអំពើ

ultimate load ។ សន្មត់ $f_{ps} = 263,000 \text{ psi}$ ។ នោះ

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{2.448 \times 263,000}{0.85 \times 5,000 \times 144} = 1.1 \text{ in.}$$

$$c = \frac{a}{\beta_1} = \frac{1.1}{0.8} = 1.38 \text{ in.}$$

ពីរូបទី ៧.១៥

$$\epsilon_{ps} = \frac{30.25 - 1.38}{1.38} \times 0.003 = 0.0628 \text{ in./in.}$$

$$\epsilon_{ps} \text{ សរុប} = 0.0628 + 0.0064 = 0.0692 \text{ in./in.}$$

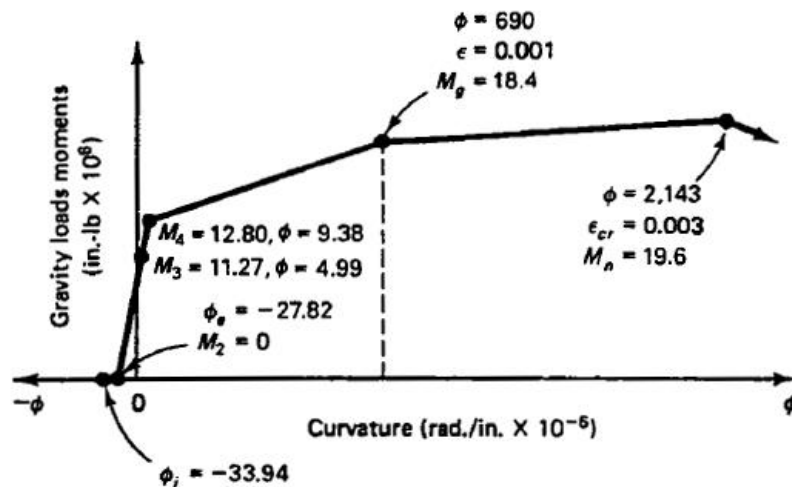


Figure 7.16 Moment-curvature diagram of Example 7.6.

ពីដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងរូបទី ៧.១៣, $f_{ps} \cong f_{pu} = 270,000 \text{ psi}$ ។

ដូចនេះ ប្រើ $a \cong 1.1 \text{ in.}$ ដែលឱ្យ

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) = 2.448 \times 270,000 \left(30.25 - \frac{1.1}{2} \right)$$

$$= 19.6 \cdot 10^6 \text{ in.} - \text{lb}$$

យក $c \cong 1.4 \text{ in.}$

$$\phi_u = \frac{\epsilon_u}{c} = \frac{0.003}{1.4} = 2,143 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$$

ដ្យាក្រាមនៃទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណោងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.១៦ ។ ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងភាពងាប់មានទម្រង់ស្រដៀងគ្នា ហើយយើងអាចសន្និដ្ឋានថាចេញពីដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និង កំណោង ។

៧.៧. ឥទ្ធិពលនៃរយៈពេលវែងទៅលើភាពងាប់ និងភាពកោង

Long-Term Effects on Deflection and Camber

៧.៧.ក. វិធីមេគុណ PCI (PCI Multipliers Method)

ACI Code ផ្តល់នូវសមីការខាងក្រោមសម្រាប់ប៉ាន់ប្រមាណមេគុណអាស្រ័យនឹងពេលសម្រាប់ភាពងាប់នៃអង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំង:

$$\lambda = \frac{\xi}{1 + 50\rho'} \quad (7.16)$$

ដែល ξ = មេគុណអាស្រ័យពេលសម្រាប់បន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ (sustained load)

ρ' = ផលធៀបដែករវាងការសង្កត់

λ = មេគុណសម្រាប់ភាពងាប់រយៈពេលយូរបន្ថែម

ក្នុងទម្រង់ស្រដៀងគ្នា PCI multipliers method ផ្តល់នូវមេគុណ C_1 ដែលគិតឥទ្ធិពលនៃរយៈពេលយូរនៅក្នុងអង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំង ។ តែ C_1 ខុសពី λ នៅក្នុងសមីការ 7.16 ដោយសារការកំណត់ភាពងាប់ និង camber រយៈពេលយូរនៅក្នុងអង្គត់ប្រកុងត្រាំងមានលក្ខណៈស្មុគស្មាញជាង ដោយសារកត្តាដូចខាងក្រោម:

1. ឥទ្ធិពលរយៈពេលវែងនៃកម្លាំងប្រកុងត្រាំង និងកំហុសប្រកុងត្រាំង ។
2. ការកើនឡើងនៃស៊ីស្តង់របស់បេតុងក្រោយពេលកម្លាំងប្រកុងត្រាំងថយចុះដោយសារកំហុសបង់ ។
3. ឥទ្ធិពលនៃភាពងាប់ និង camber ក្នុងអំឡុងពេលដំឡើង ។

ដោយសារកត្តាទាំងនេះ គេមិនអាចប្រើសមីការ 7.16 ទេ ។

តារាង ៧.១ ផ្តល់នូវមេគុណនៃភាពងាប់ និង camber ភ្លាមៗដ៏សមរម្យ ប្រសិនបើ camber និងភាពងាប់ដែលបានគណនាពីដំបូងត្រូវបានគិតដាច់ដោយឡែកពីគ្នាដើម្បីគិតពីឥទ្ធិពលនៃកំហុសបង់កម្លាំងប្រកុងត្រាំងទៅលើ camber ។

Shaikh និង Brason ណែនាំថា គេអាចទទួលបាននូវការកាត់បន្ថយជាអចិន្ត្រៃយ៍នូវ camber រយៈពេលយូរដោយការបន្ថែមដែកមិនរងប្រកុងត្រាំង ។ នៅក្នុងករណីនេះ គេអាចប្រើមេគុណដែលកាត់បន្ថយ C_2 ដែលឱ្យដោយ

$$C_2 = \frac{C_1 + A_s / A_{ps}}{1 + A_s / A_{ps}} \quad (7.17)$$

ដែល C_1 = មេគុណដែលបានពីតារាង ៧.១

A_s = ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកមិនរងប្រកុងត្រាំង

A_{ps} = ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែករងប្រកុងត្រាំង

Table 7.1 C_1 Multipliers for Long-Term Camber and Deflection

	Without composite topping	With composite topping
<i>At erection:</i>		
(1) Deflection (downward) component—apply to the elastic deflection due to the member weight at release of prestress	1.85	1.85
(2) Camber (upward) component—apply to the elastic camber due to prestress at the time of release of prestress	1.80	1.80
<i>Final:</i>		
(3) Deflection (downward) component—apply to the elastic deflection due to the member weight at release of prestress	2.70	2.40
(4) Camber (upward) component—apply to the elastic camber due to prestress at the time of release of prestress	2.45	2.20
(5) Deflection (downward)—apply to the elastic deflection due to the superimposed dead load only	3.00	3.00
(6) Deflection (downward)—apply to the elastic deflection caused by the composite topping	—	2.30

៧.៧.២. វិធីកំណើនតាមពេល (Incremental Time-Steps Method)

វិធីកំណើនតាមពេល (incremental time-steps method) គឺឈរលើបន្ទុំនៃការគណនាភាពងាប់ជាមួយនឹងការគណនាកំហាត់បង់ដោយសារ creep, shrinkage និង relaxation ដែលអាស្រ័យនឹងពេល ។ ការគណនាពីជីវិតរបស់គ្រឿងបង្កប់បែងចែកជាច្រើនចន្លោះពេលដែលជ្រើសរើសដោយឈរលើគោលការណ៍នៃដែនកំណត់របស់បម្រែបម្រួលរាងធៀបបេតុងជាក់លាក់ (specific concrete strain limits) ដូចជាបម្រែបម្រួលរាងធៀបបេតុង $\epsilon_{c1} = 0.001$ និង $\epsilon_{c1} = 0.002 \text{ in./in.}$ និង ultimate allowable strain $\epsilon_{c1} = 0.003 \text{ in./in.}$ ។ គេគណនា

ការពង្រាយបម្រែបម្រួលរាងធៀប កំណោង និងកម្លាំងប្រែក្លាយត្រាំងសម្រាប់ចន្លោះពេលនីមួយៗជាមួយនឹងកំណើននៃកំហុសបង់ដោយសារបម្រែបម្រួលរបស់ការរួមមាឌ creep និង relaxation ដែលកើតមានក្នុងចន្លោះពេលនោះ ។ គេត្រូវធ្វើការគណនានេះជាដដែលៗសម្រាប់ចន្លោះកំណើនបន្តបន្ទាប់ និងការធ្វើផលបូកនៃការគណនានេះផ្តល់ឱ្យយើងនូវភាពងាយស្រួលនឹងពេលចុងក្រោយសម្រាប់មុខកាត់ជាក់លាក់ណាមួយនៅតាមបណ្តោយល្វែងរបស់ផ្ទាំង ។

គេត្រូវធ្វើការគណនានេះសម្រាប់ចំនួនចំណុចនៅលើបណ្តោយល្វែងផ្ទាំងគ្រប់គ្រាន់ ដូចជាកំណាស់ល្វែង និងចំណុចមួយភាគបួនដើម្បីអាចកំណត់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងភាពងាយស្រួល និងកំណោងឱ្យមានលក្ខណៈសុក្រិត ។

គេអាចសរសេរសមីការទូទៅសម្រាប់មុំវិលសរុប (total rotation) នៅចុងបញ្ចប់នៃចន្លោះពេលដូចខាងក្រោម៖

$$\phi_t = -\frac{P_i e_x}{E_c I_c} + \sum_0^t (P_{n-1} - P_n) \frac{e_x}{E_c I_c} - \sum_0^t (C_n - C_{n-1}) P_{n-1} \frac{e_x}{E_c I_c} \quad (7.18a)$$

ដែល P_i = កម្លាំងប្រែក្លាយត្រាំងដើមមុនពេលខាតបង់

e_x = ចំណាកផ្ចិតរបស់ tendon នៅត្រង់មុខកាត់ណាមួយតាមបណ្តោយល្វែង

$n-1$ = ចំណុចចាប់ផ្តើមនៃចន្លោះពេល (time-step)

n = ចុងបញ្ចប់នៃ time-step ដែលបាននិយាយពីខាងលើ

C_{n-1}, C_n = មេគុណ creep នៅចំណុចចាប់ផ្តើម និងចំណុចបញ្ចប់ រៀងគ្នា នៃ time-step ណាមួយ

$P_n - P_{n-1}$ = កំហុសបង់ប្រែក្លាយត្រាំងនៅត្រង់ចន្លោះពេលណាមួយដែលកើតពីកត្តាទាំងអស់

ជាក់ស្តែង គេធ្វើការគណនាយ៉ាងល្អិតល្អន់បែបនេះតែនៅក្នុងការកំណត់រកភាពងាយស្រួល និងភាពកោងរបស់ប្រព័ន្ធស្ពានដែលមានល្វែងវែងៗ ដូចជាស្ពានដែលសង់ជាកំណាត់ៗ (segmental bridge) ដែលការដំឡើង និងការផ្គុំកំណាត់ស្ពាននោះទាមទារនូវការប៉ាន់ប្រមាណភាពងាយស្រួលឱ្យមានលក្ខណៈសុក្រិត ។ ពីសមីការ 7.18a ភាពងាយស្រួលនៅត្រង់មុខកាត់ណាមួយគឺ

$$\delta_x = \phi_t k l^2 \quad (7.18b)$$

ឧបមាថាគេប្រើបម្រែបម្រួលរាងធៀបខាងក្រោមពីឧទាហរណ៍ ៧.៧ ខាងក្រោមដើម្បីបង្ហាញពីការគណនាកំណើននៃមុំវិល (incremental rotation) និងមុំវិលសរុប (total rotation)៖

ε'_{n-1} = gross strain ដែលបណ្តាលតែមកពីកម្លាំងប្រែក្លាយត្រាំងនៅសរសៃខាងលើបំផុត ដែល

$$\varepsilon_c^t = 144 \cdot 10^{-6} \text{ in./in. } (\text{រូបទី ៧.១៩})$$

$\varepsilon_{b,n-1}$ = gross strain ដែលបណ្តាលតែពីកម្លាំងប្រែក្លាយត្រាំងនៅសរសៃខាងក្រោមបំផុត ដែល

$$\varepsilon_{cb} = -1,010 \cdot 10^{-6} \text{ in./in. } (\text{រូបទី ៧.១៩})$$

$\Delta \varepsilon_{CR,n}^t$ = កំណើននៃបម្រែបម្រួលរាងធ្វើបដោយសារ gross creep នៅសរសៃខាងលើបំផុត ដែល

$$\Delta \varepsilon_{CRc}^t = 127 \cdot 10^{-6} \text{ in./in. (រូបទី ៧.២០)}$$

$\Delta \varepsilon_{CRb,n}$ = កំណើននៃបម្រែបម្រួលរាងធ្វើបដោយសារ gross creep នៅសរសៃខាងក្រោមបំផុត ដែល

$$\Delta \varepsilon_{CRcb} = -895 \cdot 10^{-6} \text{ in./in. (រូបទី ៧.២០)}$$

$\Delta \varepsilon_{ps,n}$ = ការកាត់បន្ថយបម្រែបម្រួលរាងធ្វើបដោយសារកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងដែលបង្កដោយកម្លាំង

creep $\Delta P, n$ (ដូចជា $169 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$ ដូចឃើញក្នុងរូបទី ៧.២០)

Net incremental creep strain ដែលនឹងផ្តល់នូវ incremental rotation ϕ_n គឺ

សម្រាប់សរសៃខាងលើ

$$\Delta \varepsilon_{CR,net}^t = (\Delta \varepsilon_{CR,n}^t - \Delta \varepsilon_{ps,n}^t) \quad (7.19a)$$

សម្រាប់សរសៃខាងក្រោម

$$\Delta \varepsilon_{CRb,net} = (\Delta \varepsilon_{CRb,n} - \Delta \varepsilon_{psb,n}) \quad (7.19b)$$

កំណើននៃមុំវិល (incremental rotation) គឺ

$$\Delta \phi_n = \frac{\Delta \varepsilon_{CR,net}^t - \Delta \varepsilon_{CRb,net}}{h} \quad (7.19c)$$

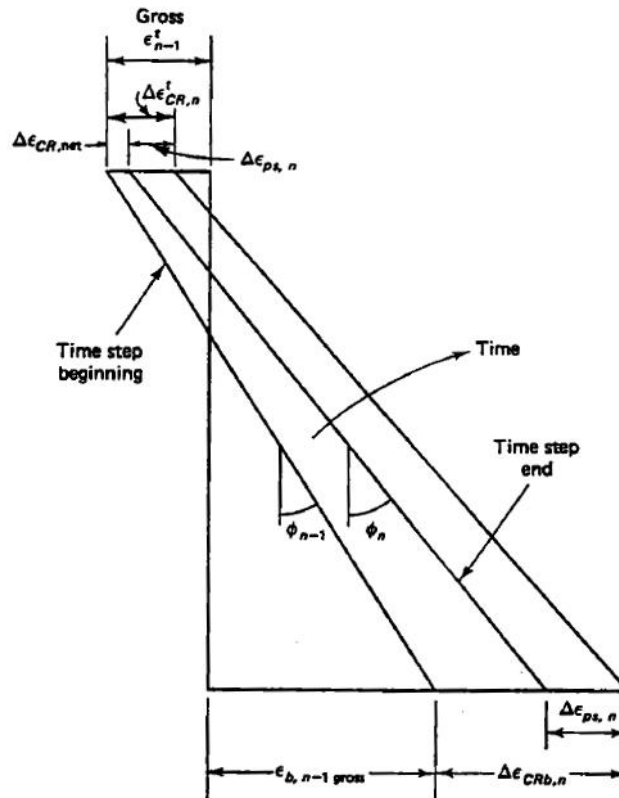


Figure 7.17 Strain changes and rotations at step n .

ហើយមុំវិលសរុប (total rotation) ក្លាយជា

$$\phi_T = \phi_{n-1} + \Delta\phi_n \quad (7.20)$$

បម្រែបម្រួលនៃបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង និងមុំវិល (rotation) ពី time-step $n-1$ ទៅ time-step n ត្រូវបានបង្ហាញនៅ ក្នុងរូបទី ៧.១៧ ។

ការជ្រើសរើសចន្លោះពេល (time interval) អាស្រ័យនឹងភាពស្មុគ្រឹះដែលគេចង់បានពីការគណនា camber ។ សម្រាប់ time step នីមួយៗ កំណើនបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងដែលបណ្តាលមកពី creep និងការរួមមាឌ និង ការខាតបង់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារ relaxation ត្រូវបានគណនាដូចបង្ហាញនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៧ ដើម្បីទទួលបានកំណើនកំណោង (curvature increment) $\Delta\phi$ ។ បន្ទាប់មក គេនឹងទទួលបានតម្លៃក្នុងត្រាំង បម្រែបម្រួលរាងធ្យូង និងកំណោងថ្មីនៅចុងបញ្ចប់នៃចន្លោះពេលដែលបន្ថែម curvature increment $\Delta\phi_n$ ទៅលើកំណោងសរុប ϕ_{n-1} នៅត្រង់ចំណុចចាប់ផ្តើមនៃចន្លោះពេលដែលគេចង់បាន ដូចឱ្យនៅក្នុងសមីការ 7.18 ។ ជាក់ស្តែង incremental time-step procedure មានលក្ខណៈរឹង ។

គេអាចទទួលបានភាពកោងសរុប ($\uparrow$) ឬភាពដាប ($\downarrow$) ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងពីសមីការ 7.20

$$\delta_T = \phi_T k l^2 \quad (7.21)$$

ដែល k ជាអនុគមន៍នៃល្វែង និងរាងធរណីមាត្ររបស់មុខកាត់ និងរាងធរណីមាត្ររបស់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំង ។

អ្នកអង្កេតជាច្រើនបានស្នើសុំទម្រង់ផ្សេងៗសម្រាប់ការប៉ាន់ប្រមាណភាពដាបបន្ថែមអាស្រ័យនឹងពេល $\Delta\delta$ ពីទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណោង ϕ ដែលបានកែប្រែសម្រាប់ creep ។ ទាំង Tadros និង Dilger ណែនាំឱ្យធ្វើផលបូក modified curvature តាមបណ្តោយល្វែងរបស់ផ្ទៃមុខ ខណៈដែល Naaman គិតភាពដាបរយៈពេលយូរដោយប្រើកំណោងកណ្តាលល្វែង និងកំណោងត្រង់ទម្រង់ត្រង់ចន្លោះពេល t ។ ជាឧទាហរណ៍ សមីការរបស់ Naaman សម្រាប់ parabolic tendon គឺ

$$\Delta\delta(t) = \phi_1(t) \frac{l^2}{8} + [\phi_2(t) - \phi_1(t)] \frac{l^2}{48}$$

ដែល $\phi_1(t)$ = កំណោងកណ្តាលល្វែងនៅខណៈ t

$\phi_2(t)$ = កំណោងលើទម្រង់នៅខណៈ t

ដែលក្នុងនោះ $\phi(t) = \frac{M}{E_{ce}(t)I_c}$

ដែល $E_{ce}(t)$ = ម៉ូឌុលដែលកែសម្រួលតាមពេល (time adjusted modulus)

$$E_{ce}(t) = \frac{E_c(t_1)}{1 + KC_c(t)}$$

ដែលក្នុងនោះ $E_c(t_1)$ = ម៉ូឌុលរបស់បេតុងនៅពេលចាប់ផ្តើមនៃចន្លោះពេល

$C_c(t)$ = មេគុណ creep នៅចុងបញ្ចប់នៃចន្លោះពេល

៧.៧.៣. វិធីប្រហាក់ប្រហែលដោយចន្លោះពេល

Approximate Time-Steps Method

Approximate time-steps method ជាវិធីដែលផ្អែកលើទម្រង់យ៉ាងសមញ្ញដែលបូកបញ្ចូលគ្នានូវភាព-
ជាប់ទាំងអស់ដែលបណ្តាលពីមេគុណអាស្រ័យនឹងពេលផ្សេងៗ ។ ប្រសិនបើ C_u ជាមេគុណ creep រយៈពេលយូរ
គេអាចកំណត់កំណោងក្រោមអំពើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e តាមសមីការខាងក្រោម

$$\phi_e = \frac{P_i e_x}{E_c I_c} + (P_i - P_e) \frac{e_x}{E_c I_c} - \left(\frac{P_i + P_e}{2} \right) \frac{e_x}{E_c I_c} C_u \quad (7.22)$$

ភាពជាប់ចុងក្រោយក្រោមអំពើ P_e គឺ

$$\delta_{et} = -\delta_i + (\delta_i - \delta_e) - \left(\frac{\delta_i + \delta_e}{2} \right) C_u \quad (7.23a)$$

$$\text{ឬ} \quad \delta_{et} = -\delta_e - \left(\frac{\delta_i + \delta_e}{2} \right) C_u \quad (7.23b)$$

ដោយបន្ថែមភាពជាប់ដោយសារបន្ទុកផ្ទាល់ δ_D និង superimposed dead load δ_{SD} ដែលរងឥទ្ធិពលដោយសារ
creep ផ្តល់នូវកំណើនភាពជាប់ចុងក្រោយអាស្រ័យនឹងពេលដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង និងបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍
(sustained load) ដូចខាងក្រោម

$$\Delta\delta = -\delta_e - \left(\frac{\delta_i + \delta_e}{2} \right) C_u + (\delta_D + \delta_{SD})(1 + C_c) \quad (7.24a)$$

ហើយ net deflection សរុបចុងក្រោយដែលរួមបញ្ចូលទាំងភាពជាប់ដោយសារបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍

$$\delta_T = -\delta_e - \left(\frac{\delta_i + \delta_e}{2} \right) C_u + (\delta_D + \delta_{SD})(1 + C_u) + \delta_L \quad (7.24b)$$

គេអាចកំណត់ភាពជាប់កម្រិតមធ្យម (intermediate deflection) ដោយជំនួស C_t ឱ្យ C_u នៅក្នុងសមីការ
7.24a និង b ។ ដែល

$$C_t = \frac{t^{0.60}}{10 + t^{0.60}} C_u \quad (7.25)$$

ដែលក្នុងនោះ $t^{0.60} / (10 + t^{0.60})$ ជាផលធៀប creep α

Brason et al. បានស្នើនូវសមីការខាងក្រោមសម្រាប់ទាយការកើនឡើងនៃភាពជាប់អាស្រ័យនឹងពេល

$\Delta\delta$ នៃសមីការ 7.24 a ដូចខាងក្រោម៖

$$\Delta\delta = - \left[\eta + \frac{(1+\eta)}{2} k_r C_t \right] \delta_i(P_i) + k_r C_t \delta_i(D) + K_a k_r C_t \delta_i(SD) \quad (7.26)$$

ដែល $\eta = P_e / P_i$

C_t = មេគុណ creep នៅខណៈ t

K_a = មេគុណដែលត្រូវនឹងអាយុរបស់បេតុងក្រោមអំពើរបស់ superimposed load

$= 1.25t^{-0.118}$ សម្រាប់ moist-cured concrete

$= 1.13t^{-0.095}$ សម្រាប់ steam-cured concrete

t = អាយុនៅពេលរងបន្ទុក គិតជាថ្ងៃ

$k_r = 1/(1 + A_s / A_{ps})$ ដែល $A_s / A_{ps} < 1.0$

$= 1$ សម្រាប់គ្រប់ការអនុវត្តទាំងអស់

សម្រាប់កំណើនភាពងាប់ (deflection increment) ចុងក្រោយ គេប្រើ C_u ជំនួសឱ្យ C_t នៅក្នុង សមីការ

7.26 ។

សម្រាប់ផ្ទឹមមិនមែនសមាស (noncomposite beams) ភាពងាប់សរុប $\delta_{T,t}$ ក្លាយជា

$$\delta_{T,t} = -\delta_{pi} \left[1 - \frac{\Delta P}{P_0} + \lambda(k_t C_t) \right] + \delta_D [1 + k_t C_t] + \delta_{SD} [1 + K_a k_r C_t] + \delta_L \quad (7.27)$$

ដែល δ_p = ភាពងាប់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង

ΔP = កំហាតប្រែក្នុងត្រាំងសរុបដែលមិនរួមបញ្ចូលកំហាតប្រែក្នុងត្រាំងអេឡាស្ទិចដើម (initial elastic loss)

$$\lambda = 1 - \Delta P / 2P_0$$

ដែលក្នុងនោះ P_0 = កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងនៅពេលផ្ទេរក្រោយ elastic loss

$$= P_i \text{ តូចជាង elastic loss ។}$$

សម្រាប់ផ្ទឹមសមាស ភាពងាប់សរុបគឺ

$$\begin{aligned} \delta_T = & -\delta_{pi} \left[1 - \frac{\Delta P}{P_0} + K_a k_r C_u \lambda \right] + \delta_D [1 + K_a k_t C_u] \\ & + \delta_{pi} \frac{I_e}{I_{comp.}} \left[1 - \frac{\Delta P - \Delta P_c}{P_0} + k_r C_u (\lambda - \alpha \lambda') \right] \\ & + (1 + \alpha) k_r C_u \delta_D \frac{I_c}{I_{comp}} + \delta_D \left[1 + \alpha k_r C_u \frac{I_c}{I_{comp}} \right] + \delta_{df} + \delta_L \quad (7.28) \end{aligned}$$

ដែល $\lambda' = 1 - (\Delta P_c / 2P_0)$

P_0 = កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅខណៈដែលគេចាក់ composite topping slab ដោយមិនគិតបញ្ចូល initial elastic loss

δ_{df} = ភាពងាប់ដោយសារ differential shrinkage និង differential creep រវាងមុខកាត់ចាក់ស្រាប់

និង composite topping slab

$$= F y_{cs} l^2 / 8 E_{cc} I_{comp} \text{ សម្រាប់ផ្ទឹមមិនមែនសមាស (សម្រាប់ផ្ទឹមជាប់ ប្រើមេគុណសមរម្យនៅភាគ}$$

បែង)

y_{cs} = ចម្ងាយពីទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់សមាសទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ topping slab

F = កម្លាំងដែលបានពី differential shrinkage និង differential creep

E_{cc} = ម៉ូឌុលនៃមុខកាត់សមាស

α = creep strain នៅខណៈ t ដែលចែកដោយ ultimate creep strain

$$= t^{0.60} / (10 + t^{0.60})$$

ជាការសង្ខេប វិស្វករត្រូវវិនិច្ឆ័យក្នុងការកំណត់តម្លៃម៉ូឌុលរបស់បេតុង E_c ក្រោមអំពើនៃការដាក់បន្ទុកផ្សេងៗឱ្យបានសុក្រិត ដើម្បីទទួលបានតម្លៃមេតុណ creep សមរម្យ ។

៧.៧.២. ការគណនាភាពងាប់ដោយកុំព្យូទ័រ

Computer Methods for Deflection Evaluation

គេអាចគណនាភាពងាប់ដោយប្រើកម្មវិធីផ្សេងៗជាច្រើន ។ កុំព្យូទ័រជួយវិស្វករយ៉ាងច្រើនសម្រាប់ time-step method ។ ប៉ុន្តែ គេត្រូវចាំថា ភាពងាប់ក្រោមអំពើការដាក់បន្ទុករយៈពេលខ្លី និងរយៈពេលយូរត្រូវបានគ្រប់គ្រងដោយលក្ខខណ្ឌដែលអាចកើតមានជាច្រើនដែលស្ថិតនៅក្នុងវិធីនៃការកំណត់ភាពងាប់តែមួយ ។ លក្ខខណ្ឌទាំងនេះទាក់ទងនឹងលក្ខណៈនៃសារធាតុផ្សំរបស់បេតុងដែលជះឥទ្ធិពលដល់ភាពងាប់ ជាពិសេសភាពងាប់រយៈពេលយូរ ។ ដូចនេះ លើកលែងករណីស្ថានល្ងែងដែលរឹង ដូចជា cable-stayed bridges ដំណើរការ និងវិធីនៃការគណនាភាពងាប់គួរមានកម្រិតប្រែប្រួល $\pm 40\%$ ។ ការបញ្ចូលលក្ខណៈសម្ភារៈទៅក្នុងកម្មវិធីកុំព្យូទ័រត្រូវធ្វើឡើងដោយប្រយ័ត្នប្រយោជន៍បំផុតដោយផ្អែកលើលទ្ធផលពិសោធន៍ប្រសិនបើល្ងែងរបស់គ្រឿងបង្កើនរឹង ។

៧.៧.៣. ភាពងាប់របស់ធ្នឹមសមាស

Deflection of Composite Beams

ការគណនាភាពងាប់របស់ធ្នឹមប្រែក្នុងត្រាំងសមាសមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងការគណនាភាពងាប់សម្រាប់ noncomposite section ដែរ ។ វិធីសាស្ត្រគណនានឹងក្លាយជាស្មុគស្មាញជាង ប្រសិនបើគេប្រើ incremental time-steps method ។ ជំហានបន្ថែមនៃដំណាក់កាលសាងសង់ជាច្រើនរបស់អង្គត់ចាក់ស្រាប់ និងសម្រាប់ situ-cast top slab ទាមទារការពិចារណានៃការប្រែប្រួលម៉ូម៉ង់និចលភាពពីមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ទៅមុខកាត់សមាសនៅត្រង់ដំណាក់កាលសមរម្យ ។ លើសពីនេះ ភាពខុសគ្នានៃលក្ខណៈរបស់ shrinkage និងកំណើនចន្លោះពេល (time-step increments) ដែលបណ្តាលពីភាពខុសគ្នានៃតម្លៃរបស់ shrinkage នៃមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ និងការបន្ថែម concrete topping បានបង្កើនភាពពិបាកដល់ដំណើរការគណនា ។ ជាសំណាងល្អ ការប្រើ

កម្មវិធីកុំឲ្យទ្រទ្រង់ម្រូលដល់ការគណនាភាពងាប់ និង camber របស់អង្គត់សមាសបានយ៉ាងច្រើន ។

៧.៨. ភាពងាប់អនុញ្ញាត (Permissible Limits of Calculated Deflection)

ACI Code ទាមទារឱ្យភាពងាប់ដែលបានគណនាត្រូវបំពេញតម្រូវការ serviceability នៃភាពងាប់អនុញ្ញាតអតិបរមាសម្រាប់លក្ខខណ្ឌរចនាសម្ព័ន្ធផ្សេងៗដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងតារាង ៧.២ ។ ចំណាំថា ឥទ្ធិពលរយៈពេលយូរបង្កឱ្យភាពងាប់ និង camber កើនឡើងទៅតាមពេល ហើយធ្វើឱ្យបេតុង និងដែករងក្នុងត្រាំងលើសលុប (overstress) ។

ភាពងាប់អនុញ្ញាតរបស់ AASHTO ដែលបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ៧.៣ មានលក្ខណៈសុក្រិតជាងដោយសារការប៉ះទង្គិចជាលក្ខណៈឌីណាមិច (dynamic impact) នៃបន្ទុកចល័តនៅលើល្វែងស្ពាន ។

Table 7.2 ACI Minimum Permissible Ratios of Span (l) to Deflection (δ)
(l = Longer Span)

Type of member	Deflection δ to be considered	$(l/\delta)_{\min}$
Flat roofs not supporting and not attached to nonstructural elements likely to be damaged by large deflections	Immediate deflection due to live load L	180 ^a
Floors not supporting and not attached to nonstructural elements likely to be damaged by large deflections	Immediate deflection due to live load L	360
Roof or floor construction supporting or attached to nonstructural elements likely to be damaged by large deflections	That part of total deflection occurring after attachment of nonstructural elements; sum of long-term deflection due to all sustained loads (dead load plus any sustained portion of live load) and immediate deflection due to any additional live load ^b	480 ^c
Roof or floor construction supporting or attached to nonstructural elements not likely to be damaged by large deflections	That part of total deflection occurring after attachment of nonstructural elements; sum of long-term deflection due to all sustained loads (dead load plus any sustained portion of live load) and immediate deflection due to any additional live load ^b	240

^aLimit not intended to safeguard against ponding. Ponding should be checked by suitably calculating deflection, including added deflections due to ponded water, and considering long-term effects of all sustained loads, camber, construction tolerances, and reliability of provisions for drainage.

^bLong-term deflection has to be determined, but may be reduced by the amount of deflection calculated to occur before attachment of nonstructural elements. This reduction is made on the basis of accepted engineering data relating to time-deflection characteristics of members similar to those being considered.

^cRatio limit may be lower if adequate measures are taken to prevent damage to supported or attached elements, but should not be lower than tolerance of nonstructural elements.

Table 7.3 AASHTO Maximum Permissible Deflection (l = Longer Span)

Type of member	Deflection considered	Maximum permissible deflection	
		Vehicular traffic only	Vehicular and pedestrian traffic
Simple or continuous spans	Instantaneous due to service live load plus impact	$\frac{l}{800}$	$\frac{l}{1000}$
Cantilever arms		$\frac{l}{300}$	$\frac{l}{375}$

ខាងក្រោមជា ដំណើរការជាជំហានៗ (step-by-step procedure) សម្រាប់គណនាភាពងាប់:

1. កំណត់លក្ខណៈរបស់បេតុង ដោយរួមបញ្ចូលទាំងម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុង E_c , creep របស់បេតុង
2. ជ្រើសរើសកំណើនរយៈពេល (time increment) ដែលត្រូវប្រើនៅក្នុងការគណនាភាពងាប់
3. គណនាក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងដោយសារបន្ទុកទាំងអស់ទាំងនៅផ្នែកខាងលើបំផុត និងទាំងនៅផ្នែកខាងក្រោមបំផុត
4. គណនាបម្រែបម្រួលរាងធ្វើបដិប្បង (initial strains) ϵ_{ci} នៅសរសៃខាងលើ និងសរសៃខាងក្រោម និង មុំវិល (rotation) ដែលត្រូវគ្នា ក៏ដូចជាបម្រែបម្រួល និងមុំវិលបន្តបន្ទាប់ ។ ប្រើសមីការ

$$\phi_i = \frac{\epsilon_{cbi} - \epsilon_{ci}^t}{h}$$

$$\phi_e = \frac{\epsilon_{cbe} - \epsilon_{cte}}{h}$$

$$\phi = \frac{\epsilon_c^t - \epsilon_{cb}}{h}$$

$$\phi_u = \frac{\epsilon_u}{c}$$

5. កំណត់ការប្រែប្រួលបម្រែបម្រួលរាងធ្វើបសរុបនៅក្នុងដែកប្រកុងត្រាំងដោយសារ creep, shrinkage និង relaxation ដែលអនុវត្តជាកម្លាំង F នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រកុងត្រាំង ។ បន្ទាប់មក គណនាក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុងនៅទី c_{gs} ដែលបណ្តាលពីកម្លាំង F ។
6. បន្ថែមលទ្ធផលនៃជំហាន 5 ទៅក្នុងលទ្ធផលនៃជំហាន 3 ។
7. អនុវត្តដំណើរការគណនាសម្រាប់គ្រប់ចន្លោះពេល និងបន្ថែមឥទ្ធិពលនៃ superimposed dead load ។
8. បន្ថែមភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកអថេរដើម្បីទទួលបានភាពងាប់សរុប δ_T ។
9. ផ្ទៀងផ្ទាត់ថាតើ δ_T ដែលបានគណនាស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាតឬអត់ ។ ប្រសិនបើមិនដូច្នោះទេ ធ្វើការផ្លាស់ប្តូរមុខកាត់ ។

រូបទី ៧.១៨ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់ការគណនាភាពងាប់ដោយ approximate time-step method ។

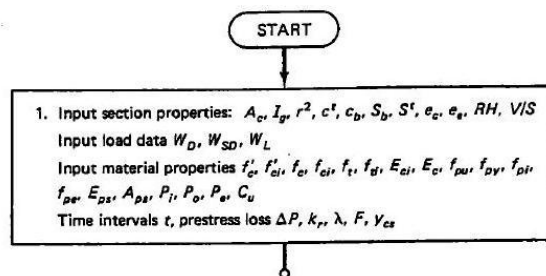


Figure 7.18 Flowchart for computation of deflection.

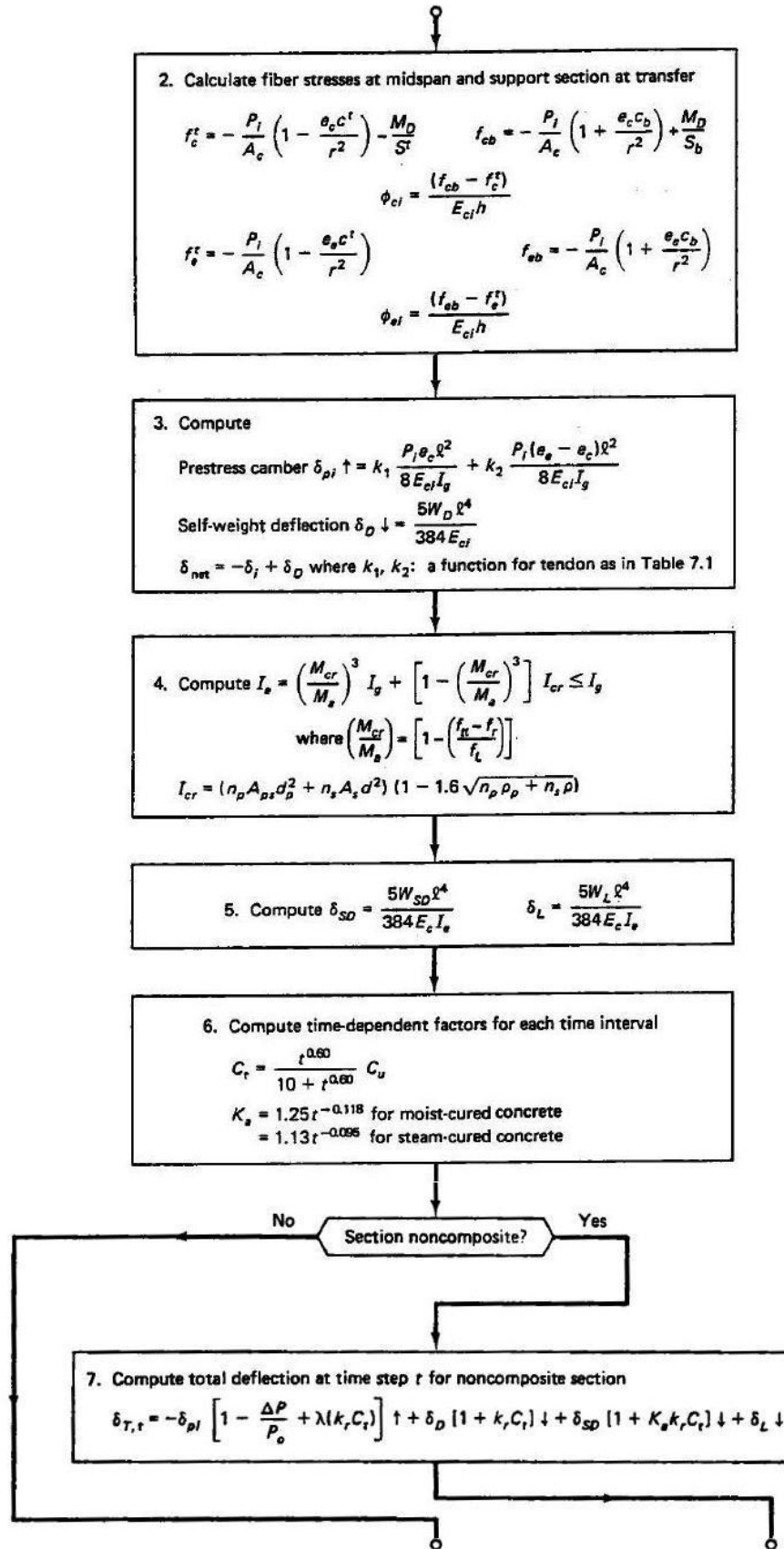


Figure 7.18 Continued

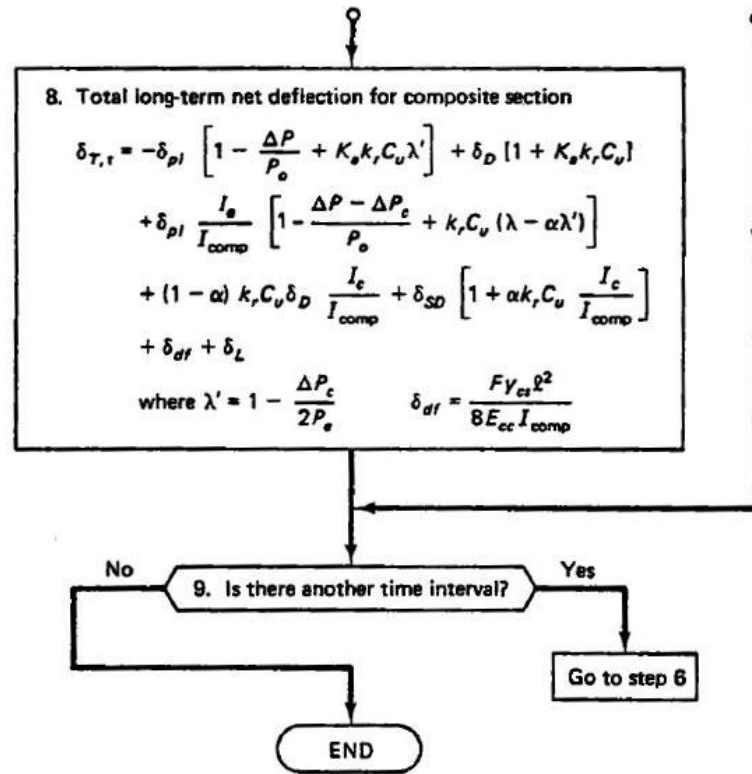


Figure 7.18 Continued

៧.៩. ការគណនាភាពងាប់ និងភាពកោងរយៈពេលវែងដោយវិធីមេគុណ PCI

Long-Term Camber and Deflection Calculation by the PCI Multipliers Method

ឧទាហរណ៍ ៧.៦: ដោយគេឱ្យ $f_{pi} = 189,000 \text{ psi}$ ចូរគណនាភាពងាប់ និងភាពកោងរបស់ boded double T-beam នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៣ ដោយ PCI multipliers method និងផ្ទៀងផ្ទាត់ថាតម្លៃភាពងាប់បំពេញដែនកំណត់អនុញ្ញាតរបស់ ACI ។ ប្រសិនបើធ្វើត្រូវបានរង post-tensioned សន្មតថា $f_{pi} = 189,000 \text{ psi}$ ក្រោយពេល anchorage losses និងក្រោយពេលលុបបំបាត់ frictional losses ដោយការទាញពីចុងសង្វាងរបស់ចុងធ្នឹម និងបន្ទាប់មកគេត្រូវទាញឡើងវិញដើម្បីធានា net prestressing $f_{pi} = 189,000 \text{ psi}$ មុននឹងដំឡើង ។ ដូចគ្នា សន្មតថាអង្កត់ដែលមិនមែនជាគ្រឿងបង្កើនបន្ទុកដែលភ្ជាប់ទៅនឹងគ្រឿងបង្កើនបន្ទុកមិនរងការខូចខាតដោយសារភាពងាប់ ហើយបន្ទុកអថេរមានលក្ខណៈ transient ។ យក $E_c = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi}$ សម្រាប់បន្ទុកទាំងអស់នៅក្នុងការដោះស្រាយនេះ ។

ដំណោះស្រាយ:

$$I_g = 86,072 \text{ in.}^4$$

$$W_D = 1,019 \text{ plf} = 84.9 \text{ lb/in.}$$

$$\delta_D = \frac{5Wl^4}{384E_{ci}I_g} = \frac{5 \times 84.9(60 \times 12)^4}{384 \times 3.49 \cdot 10^6 \times 86,072} = 0.99 \text{ in. } \downarrow (14 \text{ mm})$$

$$W_{SD} = 100 \text{ plf} = 8.3 \text{ lb/in.}$$

$$\delta_{SD} = \frac{5 \times 8.3(60 \times 12)^4}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 86,072} = 0.08 \text{ in. } \downarrow (2.0 \text{ mm})$$

$$W_L = 1,100 \text{ plf} = 91.7 \text{ lb/in.}$$

មុខកាត់អត់មានស្នាមប្រេះ (មើលឧទាហរណ៍ ៧.៣)

$$I_e = I_g = 86,072 \text{ in.}^4 (f_{t \max} < f_r = 530 \text{ psi})$$

$$\delta_L = \frac{5 \times 91.7(60 \times 12)^4}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 86,072} = 0.93 \text{ in. } \downarrow (24 \text{ mm})$$

ប្រសិនបើមុខកាត់មានស្នាមប្រេះ គេប្រើតម្លៃប្រសិទ្ធភាពរបស់ I_e ជំនួសឱ្យ I_g ។ ការប្រើ PCI multiplier method សម្រាប់គណនាភាពងាប់នៅពេលដំណាក់កាលដំឡើង (30 ថ្ងៃ) និងនៅពេលមានភាពងាប់ចុងក្រោយដោយសារ service-load (5 ឆ្នាំ) តារាងខាងក្រោមនឹងបង្ហាញពីតម្លៃរបស់ភាពងាប់ និង camber រយៈពេលយូរដែលទទួលដោយប្រើមេគុណ PCI នៅក្នុងតារាង ៧.១ ។ ប្រសិនបើមុខកាត់លក្ខណៈជាមុខកាត់សមាសក្រោយពេលដំឡើង គេប្រើ I_{comp} ក្នុងការគណនា δ_L និង δ_{SD} ប្រសិនបើផ្ទៃមេត្រូវបានទល់ក្នុងអំឡុងពេលថាក់ concrete topping ។ ហើយប្រសិនបើគេប្រើដែកធម្មតា A_s នៅក្នុងផ្ទៃមេប្រកបដោយត្រាំង គេត្រូវប្រើមេគុណដែលកាត់បន្ថយ (reduced multiplier) ។ មេគុណ C_1 ត្រូវបានកាត់បន្ថយដោយមេគុណ C_2 ដែល

$$C_2 = \frac{C_1 + A_s / A_{ps}}{1 + A_s / A_{ps}}$$

Table 7.4 Long-Term Camber and Deflection Values in Example 7.6 by PCI Multipliers Method

Load	Erection δ_{er} (in.)				Final δ_{net} (in.)
	Transfer δ_p	Multiplier	Multiplier (noncomposite)		
			(1)	(2)	
Prestress	1.89in. $\uparrow$	1.80	3.40 in. $\uparrow$	2.45	4.63 in. $\uparrow$
W_D	<u>0.99 in. $\downarrow$</u>	1.85	<u>1.83 in. $\downarrow$</u>	2.70	<u>2.67 in. $\downarrow$</u>
Net δ	0.90 in. $\uparrow$		1.57 in. $\uparrow$		1.96 in. $\uparrow$
W_{SD}			<u>0.08 in. $\downarrow$</u>	3.00	<u>0.24 in. $\downarrow$</u>
Net δ			1.49 in. $\uparrow$		1.72 in. $\uparrow$
W_L					0.93 in. $\downarrow$
Final δ	0.90 in. $\uparrow$		1.49 in. $\uparrow$		0.79 in. $\uparrow$

ដោយសារដែកធម្មតាគ្រប់គ្រងការរីករាលដាលនៃស្នាមប្រេះដោយសារការពត់បង្គោលក្រោមអំពើបន្ទុករយៈពេលយូរ ដូចនេះភាពរឹងក្រាញរបស់វាត្រូវបានបង្កើន ។ ជាឧទាហរណ៍ សន្មតថាគេប្រើដែក 3#5 នៅក្នុងផ្ទៃប្រកុង ត្រាំង

$$\frac{A_s}{A_{ps}} = \frac{3 \times 0.31}{2.142} = 0.43$$

យើងទទួលបាន $C_2 = 2.01$

ជាឧទាហរណ៍នៃការកែសម្រួលតម្លៃដែលមាននៅក្នុងតារាង ៧.១ តម្លៃរបស់ camber ដើមនឹងក្លាយជា $3.80in. \uparrow$ ជំនួសឱ្យ $4.63in. \uparrow$ ដែលបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ដោយគេប្រើមេគុណ 2.01 ជំនួសឱ្យមេគុណ 2.45 ។ គេអាចធ្វើការកែសម្រួលដែលមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នាទៅលើភាពងាប់ទាំងអស់ដោយប្រើមេគុណកែសម្រួលដែលត្រូវគ្នា ។

ពីតារាង ៧.៤, camber ក្រោយពេលតម្លើង និងក្រោយពេលរង superimposed dead load នៅអាយុ 30 ថ្ងៃ $= 1.49in. \uparrow (38mm)$ ។ ហើយ net camber ចុងក្រោយក្រោយអាយុ 5 ឆ្នាំ $= 0.79in. \uparrow (20mm)$, ភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកអថេរ $= 0.93in. \downarrow (24mm)$ ហើយភាពងាប់អនុញ្ញាត $= l / 240 = (60 \times 12) / 240 = 30in. (76mm) > 0.79in.$ ។ នៅក្នុងករណីនេះ ប្រសិនបើគេសន្មតថាបន្ទុកអថេរមានលក្ខណៈ transient នោះវានឹងគ្រប់គ្រាន់ ។

៧.១០. ការគណនាភាពងាប់ និងភាពកោងរយៈពេលវែងដោយវិធីកំណើនចន្លោះពេល

Long-Term Camber and Deflection Calculation by the Incremental Time-Steps Method

ឧទាហរណ៍ ៧.៧: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៧.៦ តាម incremental time-steps method ដោយសន្មតថា $f_{pi} = 189,000 psi$ ហើយគេសង្កេតឃើញថាកម្លាំងប្រកុងត្រាំងមានការកើនឡើងនៅពេលរងប្រកុងត្រាំង (7 ថ្ងៃ បន្ទាប់ពីចាក់បេតុង) , 30 ថ្ងៃបន្ទាប់ពីផ្ទេរ (ការដំឡើង និងការដាក់ superimposed dead load រួចស្រេច) , 90 ថ្ងៃ និង 5 ឆ្នាំ ។ សន្មតថា ultimate creep coefficient $C_u = 2.35$ សម្រាប់បេតុង និង $f_{py} = 230,000 psi$ សម្រាប់ដែករងប្រកុងត្រាំងដែលប្រើនៅក្នុងផ្ទៃ ។ សង់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាង camber ជាមួយនឹងពេល និងភាពងាប់ជាមួយនឹងពេលដោយប្រើ $E_c = 4.03 \cdot 10^6$ សម្រាប់គ្រប់ incremental steps ទាំងអស់ក្នុងការដោះស្រាយនេះ ដោយលើកលែងនៅពេលផ្ទេរ ដែល $f'_{ci} = 3,750 psi$ ។ សន្មតថាផ្ទៃនេះជាផ្ទៃ post-tensioned ។ យក $E_{ps} = 27.5 \cdot 10^6 psi$ ។

ដំណោះស្រាយ:

ក្នុងត្រាំង, បម្រែបម្រួលរាងធៀប និងភាពងាប់ខណៈ

$$E_{ci} = 57,000\sqrt{3,750} = 3.49 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

ពីឧទាហរណ៍ ៧.៣ និងរូបទី ៧.៩. ក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងដំបូងសម្រាប់ផ្ទៃមេនៅពេលផ្ទេរដែលបណ្តាលពី កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_i និង $P_i + W_D$ មានដូចខាងក្រោម

កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_i

កណ្តាលល្វែង: $f^t = +501 \text{ psi} (3.1 \text{ MPa})$

$$f_b = -3,524 \text{ psi} (24.3 \text{ MPa})$$

$$\varepsilon_c^t = \frac{501}{3.49 \cdot 10^6} = 144 \cdot 10^{-6} \text{ in. / in.}$$

$$\varepsilon_{cb} = -1,010 \cdot 10^{-6} \text{ psi}$$

ទម្រ: $f^t = +92 \text{ psi} (0.7 \text{ MPa})$

$$f_b = -2,242 \text{ psi} (15.5 \text{ MPa})$$

$$\varepsilon_c^t = +26 \cdot 10^{-6} \text{ in. / in.}$$

$$\varepsilon_{cb} = -642 \cdot 10^{-6} \text{ in. / in.}$$

ចំណាំថា គេត្រូវធ្វើការគណនាម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច E_c សម្រាប់ការផ្លាស់ប្តូរពេលនៅពេលដែលកំណើនចន្លោះពេល នីមួយៗចប់ ។

ជាបន្ត យើងមាន

$$\phi_{ci} \text{ កណ្តាលល្វែង} = \frac{-1,010 - 144}{34} \times 10^{-6} = -33.94 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$$

$$\phi_{ei} \text{ ទម្រ} = \frac{-642 - 26}{34} \times 10^{-6} = -19.65 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$$

ពីរូបទី ៧.៦

$$\delta_i \uparrow = \phi_c \left(\frac{l^2}{8} \right) + (\phi_e - \phi_c) \frac{l^2}{24}$$

$$\delta_i \uparrow = -33.94 \cdot 10^{-6} \frac{(60 \times 12)^2}{8} + (-19.65 + 33.94) \times 10^{-6} \times \frac{(60 \times 12)^2}{24}$$

$$= \frac{(60 \times 12)^2}{24} \times 10^{-6} (-33.94 \times 2 - 19.65)$$

$$= -1.89 \text{ in. } \uparrow (48 \text{ mm})$$

ចំណាំថា តម្លៃនេះដូចគ្នានឹងអ្វីដែលទទួលបានដោយសមីការម៉ូម៉ង់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៣

$$\delta_D \text{ ទម្រន់ផ្ទាល់} = + \frac{5wl^4}{384E_cI_g} = \frac{5 \times \left(\frac{1019}{12} \right) (60 \times 12)^4}{384 \times 3.49 \cdot 10^6 \times 86,072} = +0.99 \text{ in. } \downarrow (25 \text{ mm})$$

net camber នៅពេលផ្ទេរ = $-1.89 \uparrow + 0.99 \downarrow = -0.90 \text{ in.} \uparrow (23 \text{ mm})$

មេគុណអាស្រ័យនឹងពេល

(a) creep

ពីសមីការ 3.10

$$\varepsilon_{CR} = \frac{C_t}{E_c}(f_{cs}) = C_1 \varepsilon_{cs}$$

ដែល f_{cs} = កុងត្រាំងបេតុងនៅត្រង់នីវ៉ូ cgs

ε_{cs} = បម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅត្រង់នីវ៉ូ cgs

$$\begin{aligned}\varepsilon_{CR} &= \text{unit creep stain ក្នុងមួយឯកតាកុងត្រាំងក្រោម ultimate creep} = C_u / E_c \\ &= 2.35 / 4.03 \cdot 10^6 = 0.583 \cdot 10^{-6} \text{ in./in. ក្នុងមួយឯកតាកុងត្រាំង}\end{aligned}$$

ចំណាំថា គេត្រូវគណនា creep strain នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកដើម្បីគណនាកំហាត់បង់ដោយសារ creep នៅក្នុងប្រែកុងត្រាំង ។

ពីសមីការ 3.9b, មេគុណ creep នៅពេលណាក៏ដោយ ដែលគិតជាថ្ងៃគឺ

$$C_t = \frac{t^{0.60}}{10 + t^{0.60}} C_u$$

ជាឧទាហរណ៍ នៅអាយុ 30 ថ្ងៃក្រោយពេលផ្ទេរ

$$\begin{aligned}\varepsilon'_{CR,s} &= \varepsilon'_{CR} \left(\frac{t^{0.60}}{10 + t^{0.60}} \right) = 0.583 \cdot 10^{-6} \left(\frac{30^{0.60}}{10 + 30^{0.60}} \right) \\ &= 0.254 \cdot 10^{-6} \text{ in./in. ក្នុងមួយឯកតាកុងត្រាំង}\end{aligned}$$

Creep strain នៅចន្លោះពេលផ្សេងទៀតត្រូវបានគណនាក្នុងទម្រង់ដូចគ្នា ។

(b) ការរួមមាឌរបស់បេតុង

ពីសមីការ 3.15a សម្រាប់ moist-cured concrete

$$\varepsilon_{SH,s} = \frac{t}{t + 35} \varepsilon_{SH}$$

ដែល $\varepsilon_{SH} = 800 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$ សម្រាប់ moist-cured concrete ។

30 ថ្ងៃក្រោយពេលផ្ទេរ, រយៈពេលរួមមាឌ $t = 30$ ថ្ងៃ ប្រសិនបើអង្កត់ជាថ្មីម post-tensioned

ហើយ $t = 30 + 7 = 37$ ថ្ងៃ ប្រសិនបើវាជា pretensioned ។ ដូចនេះ

$$\varepsilon_{SH,30} = \frac{30}{30 + 35} \times 800 \cdot 10^{-6} = 369 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

តាមរបៀបដូចគ្នា គេអាចគណនា ε_{SH} សម្រាប់គ្រប់ជំហានផ្សេងដទៃទៀតដែលរៀបរាប់នៅក្នុងតារាង

៧.៥ ។

Table 7.5 Time-Dependent Incremental Prestress Loss Factors in Example 7.7

Time	Creep $\times 10^{-6}$		Shrinkage $\times 10^{-6}$		Relaxation	
Days	$\epsilon'_{CR,t}$	$\Delta\epsilon'_{CR}$	$\epsilon_{SH,t}$	$\Delta\epsilon_{SH}$	R	ΔR
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
P/S (7 day)	0	—	133	133	0	—
30	0.254	0.254	369	236	0.0776	0.0776
90	0.349	0.095	576	207	0.0906	0.0130
365	0.452	0.103	730	154	0.1071	0.0165
5 yrs	0.525	0.073	785	55	0.1261	0.0190

Δ = Incremental increase. Columns 2, 4, and 6 give cumulative values.

(c) Relaxation របស់ strands

ពីសមីការ ៣.៦

$$\frac{f_{pR}}{f_{pi}} = 1 - \left(\frac{\log t_2 - \log t_1}{10} \right) \left(\frac{f_{pi}}{f_{py}} - 0.55 \right)$$

ដែល $\log t$ (គិតជាម៉ោង) គឺមានគោល 10, f_{pi} / f_{py} ធំជាង 0.55 ហើយ f_{pR} ជាកុងត្រាំង ដែលនៅសល់ក្នុងដៃក្រោយកំហាតបង់ដោយសារ relaxation សម្រាប់ 30 ថ្ងៃ = 720 ម៉ោង ក្រោយរង កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។ ប្រសិនបើផលធៀបកំហាតបង់ដោយសារ relaxation គឺ

$$R = 1 - \frac{f_{pR}}{f_{pi}} = \left(\frac{\log 720 - 0}{10} \right) \left(\frac{189,000}{230,000} - 0.55 \right) = 0.078$$

យើងត្រូវរកតម្លៃ R សម្រាប់គ្រប់ time-step ទាំងអស់ដោយប្រើ $t_1 = 0$ ជាគោល ។

តារាង ៧.៥ ឱ្យប៉ារ៉ាម៉ែត្រអាស្រ័យនឹងកំណើនពេលសម្រាប់មេគុណកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំង នៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះសម្រាប់ time-steps 7, 30, 90 និង 365 ថ្ងៃ និង 5 ឆ្នាំក្រោយពេលរងប្រែក្នុងត្រាំង ។

ពីពេលផ្ទេរដល់ពេលដំឡើង (ចុងបញ្ចប់របស់ time-step=30 ថ្ងៃ)

(a) កុងត្រាំងសរសៃបេតុងនៅនីវ៉ូ cgs សម្រាប់ការគណនា creep

ចំណាកផ្ចិតរបស់ដៃក្រោយត្រាំង $e_c = 22.02 \text{ in.}$ និង $e_e = 12.77 \text{ in.}$ ។ រូបទី ៧.១៩ ឱ្យនូវ កុងត្រាំងខណៈ និង gross strain មុនពេលខាតបង់ដោយសារប្រែក្នុងត្រាំង ។

ពីរូប

$$f_{bcc} = -3,524 \times \frac{26.02}{26.02 + 3.75} = -3,080 \text{ psi (C)} (21.2 \text{ MPa})$$

$$\epsilon_{bcc} = \frac{-3,080}{4.03 \cdot 10^6} = -764 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$f_{bec} = -2,242 \times \frac{19.66}{19.66 + 13.00} = -1,250 \text{ psi (C)} (9.3 \text{ MPa})$$

$$\epsilon_{bec} = \frac{-1,350}{4.03 \cdot 10^6} = -335 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

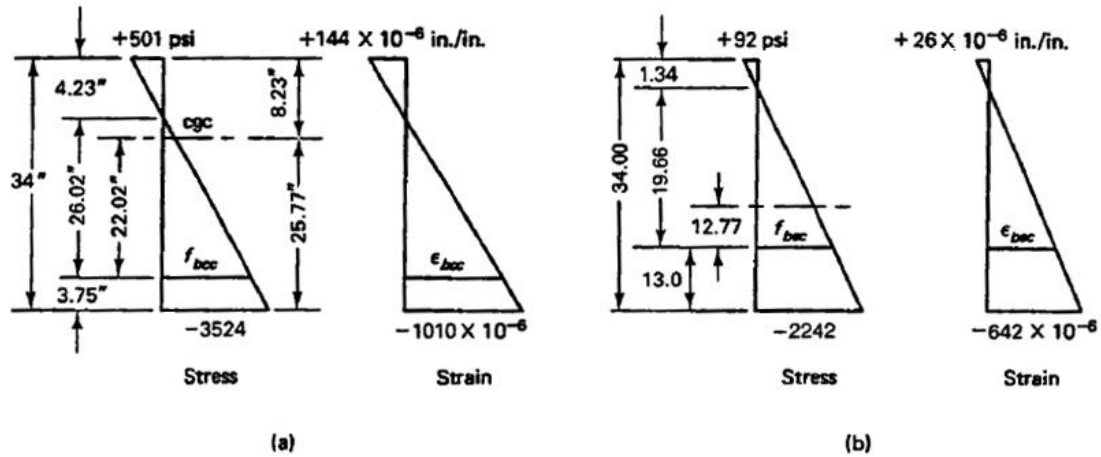


Figure 7.19 Stress and strain at transfer due only to prestress before losses in Example 7.7. (a) Midspan section. (b) Support section.

Creep incremental strain

$$\Delta \epsilon_{CR} = \Delta \epsilon'_{CR} \times \text{ក្នុងត្រាំង } f \text{ នៅត្រង់ cgs}$$

ពីតារាង ៧.៥ $\Delta \epsilon'_{CR} = 0.254 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$ ក្នុងមួយឯកតាក្នុងត្រាំង ។ ដូចនេះ

$$\Delta \epsilon_{CR} \text{ កណ្តាលស្វែង} = \Delta \epsilon'_{CR} \times f_{bcc} = 0.254 \cdot 10^{-6} (-3,080) = -782 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \epsilon_{CR} \text{ លើទម្រង់} = \Delta \epsilon'_{CR} \times f_{bec} = 0.254 \cdot 10^{-6} (-1,350) = -343 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

Shrinkage incremental strain

$$\Delta \epsilon_{SH} = -236 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

Relaxation stress loss

$$\Delta f_{R30} = 0.0776 \times 189,000 = 14,666 \text{ psi (101.0 MPa)}$$

កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងរបស់ដែកសរុប (total steel stress loss)

$$\Delta f_T = (\Delta \epsilon_{CR} + \Delta \epsilon_{SH}) E_{ps} + \Delta f_R$$

$$\Delta f_{T30} \text{ កណ្តាលស្វែង} = (782 + 236) \cdot 10^{-6} \times 27.5 \cdot 10^6 + 14,666 = 42,661 \text{ psi}$$

$$\Delta f_{T30} \text{ លើទម្រង់} = (343 + 236) \cdot 10^{-6} \times 27.5 \cdot 10^6 + 14,666 = 30,589 \text{ psi}$$

$$\text{ដូចនេះ ប្រើតម្លៃមធ្យម } \Delta f_{T30} = \frac{1}{2} (42,661 + 30,589) = 36,625 \text{ psi (253 MPa)}$$

(b) បម្រែបម្រួលក្នុងត្រាំងសរសៃរបស់បេតុង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀប

កំហាតបង់កម្លាំងប្រកុងត្រាំង

$$\Delta P_{30} = \Delta f_{T30} A_{ps} = 36,625 \times 2.448 = 89,658 \text{ lb} (399 \text{ kN})$$

(i) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង ($1 \text{ psi} = 6.895 \cdot 10^{-3} \text{ MPa}$)

$$\Delta f^t = -\frac{\Delta P_{30}}{A_c} \left(1 - \frac{ec_t}{r^2} \right) = -\frac{89,658}{978} \left(1 - \frac{22.02 \times 8.23}{88.0} \right)$$

$$= +97 \text{ psi}(T)$$

$$\Delta \varepsilon_c^t = \frac{+97}{4.03 \cdot 10^6} = +24 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta f_b = -\frac{\Delta P_{30}}{A_c} \left(1 + \frac{ec_b}{r^2} \right) = -\frac{89,658}{978} \left(1 + \frac{22.02 \times 25.77}{88.0} \right) = 683 \text{ psi}(C)$$

$$\Delta \varepsilon_{cb} = \frac{-683}{4.03 \cdot 10^6} = -169 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

(ii) មុខកាត់លើទម្រ

$$\Delta f^t = -\frac{89,658}{978} \left(1 - \frac{12.77 \times 8.23}{88.0} \right) = +18 \text{ psi}(T)$$

$$\Delta \varepsilon_e^t = \frac{+18}{4.03 \cdot 10^6} = 4 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta f_b = -\frac{89,658}{978} \left(1 + \frac{12.77 \times 25.77}{88.0} \right) = -435 \text{ psi}(C)$$

$$\Delta \varepsilon_{cb} = \frac{-435}{4.03 \cdot 10^6} = -108 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

(c) Net strain ដែលកើតពី curvature និង camber

Net creep strain (in./in.)

(i) fiber gross strain

កណ្តាលល្វែង

$$\Delta \varepsilon_{CRc}^t = f_7^t \times \Delta \varepsilon'_{CR} = 501 \times 0.254 \cdot 10^{-6} = 127 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CRcb} = f_{7b} \times \Delta \varepsilon'_{CR} = -3,524 \times 0.254 \cdot 10^{-6} = -895 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

លើទម្រ

$$\Delta \varepsilon_{CRe}^t = 92 \times 0.254 \cdot 10^{-6} = 23 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CReb} = -2,242 \times 0.254 \cdot 10^{-6} = -569 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

Net strains (in./in.)

$$\Delta_{net} \varepsilon_{CR} = \Delta \varepsilon_{CR} - \Delta \varepsilon_{ps}$$

ដែល $\Delta \varepsilon_{ps}$ ជាការខាតបង់បម្រែបបម្រួលរាងធុរ្យបដោយសារកំហុតបង់ប្រែក្នុងត្រាំង Δf នៅក្នុងចំណុច (b) នៃដំណោះស្រាយនេះ ។

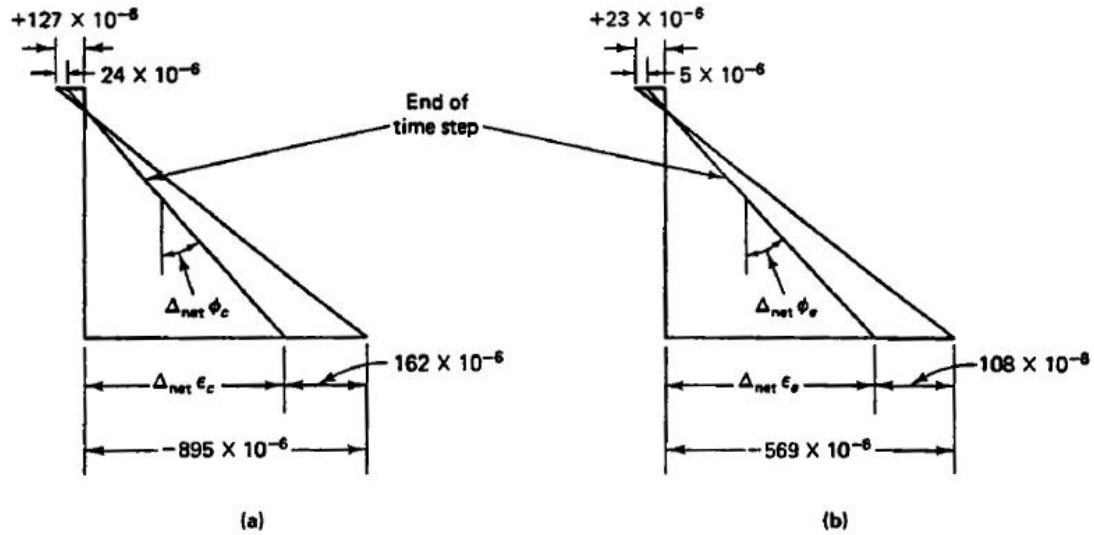


Figure 7.20 Creep incremental strains at 30 days in Example 7.7.

ពីរូបទី ៧.២០ យើងមានដូចខាងក្រោម

កណ្តាលច្បែង

$$\Delta \varepsilon_{CRc,net}^t = \Delta \varepsilon_{CRc}^t - \Delta \varepsilon_{psc}^t = (+127 - 24)10^{-6} \text{ in./in.} = 103 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CRcb,net} = \Delta \varepsilon_{CRcb} - \Delta \varepsilon_{pscb} = (-895 + 169)10^{-6} = -726 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

លើទម្រង់

$$\Delta \varepsilon_{CReb,net}^t = \Delta \varepsilon_{CRe}^t - \Delta \varepsilon_{pse}^t = (23 - 4)10^{-6} = 19 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CRe,net} = \Delta \varepsilon_{CReb} - \Delta \varepsilon_{pseb} = (-569 + 108)10^{-6} = -461 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

(ii) fiber gross strain

$\Delta \phi_{30}$ ជាកំណែងបន្ថែមដែលបណ្តាលពីកំហុតបង់នៅចុងបញ្ចប់នៃ 30 ថ្ងៃក្រោយពេលផ្ទេរ

ដែលឈរលើ adjusted net strain ឬគេអាចនិយាយម្យ៉ាងទៀតថាជាកំណើនកំណែងសម្រាប់ step នេះ ។

កណ្តាលច្បែង

$$\begin{aligned} \Delta \phi_{c30} &= \frac{\Delta \varepsilon_{CRcb,net} - \Delta \varepsilon_{CRc,net}^t}{h} = \frac{(-726 - 103) \cdot 10^{-6}}{34} \\ &= -24.38 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.} (0.96 \cdot 10^{-6} \text{ rad/mm}) \end{aligned}$$

លើទម្រង់

$$\Delta\phi_{e30} = \frac{\Delta\epsilon_{C\text{ Reb},net} - \Delta\epsilon_{C\text{ Re},net}^t}{h} = \frac{(-461-19)10^{-6}}{34}$$

$$= -14.12 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.} (0.54 \cdot 10^{-6} \text{ rad/mm})$$

(iii) Total curvature (rad/in.) and camber

ពីលើកមុនយើងមាន $\phi_{ci} = -33.94 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.}$ និង $\phi_{ei} = -19.65 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.}$ ។

ដូចនេះកំណោងសរុបនៅ 30 ថ្ងៃបន្ទាប់ពីផ្ទេរគឺ

$$\phi_T = \phi_i + \Delta\phi_{30}$$

កណ្តាលស្វែង

$$\phi_{Tc30} = (-33.94 - 24.38) \cdot 10^{-6} = -58.32 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.} (2.30 \cdot 10^{-6} \text{ rad/mm})$$

ទម្រង់

$$\phi_{Te30} = (-19.65 - 14.12) \cdot 10^{-6} = -33.77 \cdot 10^{-6} \text{ rad/in.} (1.33 \cdot 10^{-6} \text{ rad/mm})$$

ពីរូបទី ៧.៦, camber ដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រាំងនៅចុងបញ្ចប់នៃ 30 ថ្ងៃសម្រាប់ singly

harped tendon beam គឺ

$$\delta_{P30} \uparrow = \phi_{Tc30} \left(\frac{l^2}{8} \right) + (\phi_{Te30} - \phi_{Tc30}) \frac{l^2}{24}$$

$$= -58.32 \cdot 10^{-6} \frac{(60 \times 12)^2}{8} + (-33.77 - 58.32) 10^{-6} \times \frac{(60 \times 12)^2}{24}$$

$$\text{គឺ } \delta_{30(camb.)} \uparrow = \frac{(60 \times 12)^2}{24} (-58.32 \times +33.77) 10^{-6}$$

$$= -3.24 \text{ in.} \uparrow (82 \text{ mm})$$

(d) ភាពងាប់រយៈពេលយូរដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទំនាញនៅ 30 ថ្ងៃបន្ទាប់ពីផ្ទេរ

សន្មតថា $E_c = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi}$ ជាតម្លៃម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុងសមរម្យសម្រាប់ផ្នែកដែលនៅ

សល់នៃឧទាហរណ៍នេះ ។ យើងមាន $W_D = 1,019 \text{ plf} = 84.9 \text{ lb/in.}$ ។ ដូចគ្នា

$$\text{ភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកផ្ទាល់ } \delta_D = \frac{5Wl^2}{384E_cI_g} = +0.99 \downarrow (25 \text{ mm}) \text{ ដែលបានពីលើកមុន}$$

$$W_{SD} = 100 \text{ plf}$$

$$\delta_{SD} = \frac{5 \times \frac{100}{12} (60 \times 12)^4}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 169,020}$$

$$= 0.08 \text{ in.} \downarrow (1.5 \text{ mm})$$

$$C_t = \frac{t^{0.60}}{10 + t^{0.60}} C_u = \frac{30^{0.60}}{10 + 30^{0.60}} \times 2.35 = 1.02$$

(C_t សម្រាប់ W_{SD} នៅក្នុងចន្លោះ 15 ថ្ងៃ = 0.80)

$$\delta_{D30} = 0.99(1 + 1.02) = +2.00in. \downarrow (51mm)$$

$$\delta_{SD30} = 0.08(1 + 0.80) = +0.14in. \downarrow (4mm)$$

$$\text{ភាពងាប់សរុបដោយសារបន្ទុកទំនាញ} = 2.00 + 0.14 + 0 = 2.14in. \downarrow (31mm)$$

$$\delta_{net30} = -3.24 \uparrow + 2.14 \downarrow = -1.10in. \uparrow (28mm) \quad (\text{camber})$$

Service-load step 90 ថ្ងៃក្រោយពេលផ្ទេរ

(a) កុងត្រាំងសរសៃបេតុង និងបម្រែបម្រួលរាងថ្មីដែលកាត់បន្ថយដែលបណ្តាលពីកំហុតបង់ប្រែកុងត្រាំងនៅក្នុងដំណាក់កាលលើកមុន

$$\text{បម្រែបម្រួលកម្លាំងប្រែកុងត្រាំង} = \Delta P_e$$

(i) កណ្តាលថ្លែង

$$f^t = 501 - 97 = 404 psi$$

$$f_b = -3,524 + 683 = -2,841 psi$$

$$\varepsilon_c^t = \frac{404}{4.03 \cdot 10^6} = 100 \cdot 10^{-6} in./in.$$

$$\varepsilon_{cb} = -705 \cdot 10^{-6} in./in.$$

(ii) លើទីប្រម

$$f^t = +92 - 18 = 74 psi$$

$$f_b = -2,242 + 435 = -1,807 psi$$

$$\varepsilon_e^t = +18 \cdot 10^{-6} in./in.$$

$$\varepsilon_{eb} = -448 \cdot 10^{-6} in./in.$$

ពីរូបទី ៧.២១

$$f_{bcc} = -2,841 \times \frac{26.02}{26.02 + 3.75} = -2,483 psi$$

$$\varepsilon_{bcc} = -616 \cdot 10^{-6} in./in.$$

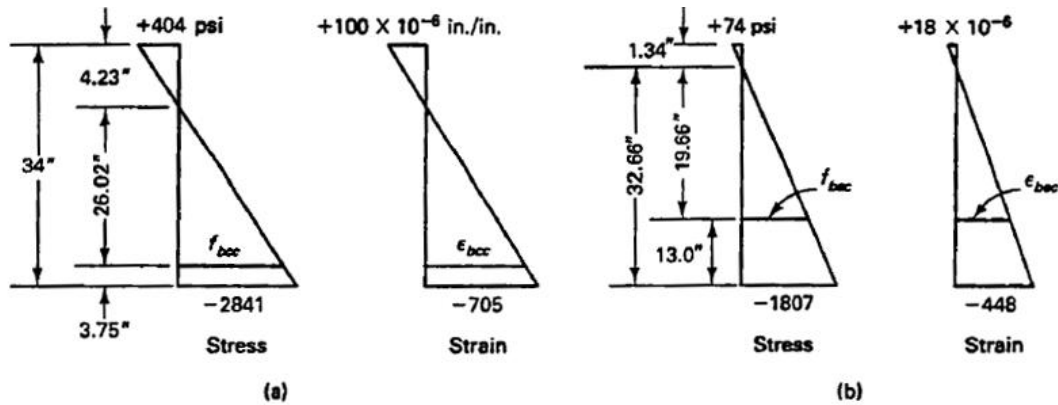


Figure 7.21 Adjusted stress and strain at 30 days due to prestress only in Example 7.7. (a) Midspan section. (b) Support section.

$$f_{bec} = -1,807 \times \frac{19.66}{19.66 + 13.0} = -1,088 \text{ psi}$$

$$\varepsilon_{bec} = -270 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

Creep Incremental Strain

$$\Delta \varepsilon'_{CR} = 0.095 \cdot 10^{-6} \text{ ក្នុងមួយឯកតាក្នុងត្រាំង (តារាង ៧.៥)}$$

$$\Delta \varepsilon_{CR} \text{ កណ្តាលស្វែង} = \Delta \varepsilon'_{CR} f_{bec} = 0.095 \cdot 10^{-6} (-2,483) = -236 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CR} \text{ ទីម្រី} = \Delta \varepsilon'_{CR} f_{bec} = 0.095 \cdot 10^{-6} (-1,088) = -103 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

Shrinkage Incremental Strain

$$\Delta \varepsilon_{SH} = -207 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

Relaxation Stress Loss

$$\Delta f_R = 0.0130(189,000 - 36,625) = 1,981 \text{ psi}$$

Total Steel Stress Loss

$$\Delta f_T = (\Delta \varepsilon_{CR} + \Delta \varepsilon_{SH}) E_{ps} + \Delta f_R$$

$$\Delta f_{T90} \text{ កណ្តាលស្វែង} = (236 + 207) 10^{-6} \times 27.5 \cdot 10^6 + 1,981 = 14,164 \text{ psi}$$

$$\Delta f_{T90} \text{ លើទីម្រី} = (103 + 207) 10^{-6} \times 27.5 \cdot 10^6 + 1,981 = 10,506 \text{ psi}$$

$$\text{ដូចនេះ ប្រើតម្លៃមធ្យមនៃ } \Delta f_{T90} = \frac{1}{2}(14,164 + 10,506) = 12,335 \text{ psi}$$

(b) បម្រែបម្រួលក្នុងត្រាំងសរសៃបេតុង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀប

កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំង

$$\Delta P_{90} = \Delta f_{T90} A_{ps} = 12,335 \times 2.448 = 30,196 \text{ lb} (134 \text{ kN})$$

(i) កណ្តាលស្វែង

$$\Delta f^t = +97 \times \frac{30,196}{89,658} = +33 \text{ psi}$$

$$\Delta f_b = -230 \text{ psi}$$

$$\Delta \varepsilon_c^t = +8 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{cb} = -57 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

(ii) ត្រង់ទម្រង់

$$\Delta f^t = +6 \text{ psi}$$

$$\Delta f_b = -147 \text{ psi}$$

$$\Delta \varepsilon_c^t = +2 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{cb} = -36 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

(c) Net strain ដែលបណ្តាលពី curvature និង camber

(i) Net creep strain

Fiber gross strain

កណ្តាលផ្ទៃខាងលើ

$$\Delta \varepsilon_{CRc}^t = f_{30}^t \times \Delta \varepsilon'_{CR} = 404 \times 0.095 \cdot 10^{-6} = 38 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CRcb} = f_{30b} \times \Delta \varepsilon'_{CR} = -2,841 \times 0.095 \cdot 10^{-6} = -270 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

លើទម្រង់

$$\Delta \varepsilon_{CRe}^t = 74 \times 0.095 \cdot 10^{-6} = +7 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CReb} = -1,807 \times 0.095 \cdot 10^{-6} = -172 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

Net strain

កណ្តាលផ្ទៃខាងលើ

$$\Delta \varepsilon_{CRc,net}^t = \Delta \varepsilon'_{CRc} - \Delta \varepsilon_{psc}^t = (38 - 8) \cdot 10^{-6} = 30 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CRcb,net} = \Delta \varepsilon_{CRcb} - \Delta \varepsilon_{pscb} = (-270 + 57) \cdot 10^{-6} = -213 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

លើទម្រង់

$$\Delta \varepsilon_{CRe,net}^t = \Delta \varepsilon_{CRe}^t - \Delta \varepsilon_{pse}^t = (7 - 2) \cdot 10^{-6} = +5 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

$$\Delta \varepsilon_{CReb,net} = \Delta \varepsilon_{CReb} - \Delta \varepsilon_{pseb} = (-172 + 36) \cdot 10^{-6} = -136 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

(ii) Curvature

កណ្តាលផ្ទៃខាងលើ

$$\Delta\phi_{c90} = \frac{\Delta\epsilon_{CRcb,net} - \Delta\epsilon_{CRc,net}^t}{h} = \frac{(-213-30)10^{-6}}{34}$$

$$= -7.15 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$$

ស្ទើរមុន

$$\Delta\phi_{e90} = \frac{\Delta\epsilon_{CReb,net} - \Delta\epsilon_{CRe,net}^t}{h} = \frac{(-136-5)10^{-6}}{34}$$

$$= -4.15 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$$

(iii) Total Curvature and camber

ពីស្ទើរមុន យើងមាន $\phi_{c30} = -58.32 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$ ហើយ $\phi_{e30} = -33.77 \cdot 10^{-6} \text{ rad / in.}$ ។

ដូចនេះ curvature សរុប

$$\phi_T = \Delta\phi_{30} - \Delta\phi_{90}$$

ហើយ យើងក៏មាន

$$\phi_{Tc90} \text{ កណ្តាលស្វែង} = (-58.32 - 7.15)10^{-6} = -65.47 \cdot 10^{-6} (1.72 \text{ rad / mm})$$

$$\phi_{Te90} \text{ ស្ទើរមុន} = (-33.77 - 4.15)10^{-6} = -37.92 \cdot 10^{-6} (1.04 \text{ rad / mm})$$

$$\delta_{P90} (\text{camber}) \uparrow = \phi_{Tc90} \left(\frac{l^2}{8} \right) + (\phi_{Te90} - \phi_{Tc90}) \frac{l^2}{24}$$

$$= -65.47 \cdot 10^{-6} \frac{(60 \times 12)^2}{8} + (-37.92 + 65.47)10^{-6} \times \frac{(60 \times 12)^2}{24}$$

$$= \frac{(60 \times 12)^2}{24} (-65.47 \times 2 + 37.92)10^{-6}$$

$$= -3.65 \text{ in.} \uparrow (93 \text{ mm})$$

(d) ភាពងាប់រយៈពេលយូរដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទំនាញនៅ 90 ថ្ងៃបន្ទាប់ពីផ្ទេរ

$$t = 90 \text{ ថ្ងៃ}$$

$$C_t = \frac{t^{0.60}}{10 + t^{0.60}} C_u = \frac{90^{0.60}}{10 + 90^{0.60}} \times 2.35 = 1.41$$

$$(C_t = 1.27 \text{ សម្រាប់ } t = 60 \text{ ថ្ងៃ})$$

$$\delta_{D90} = \delta_i(1 + C_t) = 0.99(1 + 1.41) = +2.39 \text{ in.} \downarrow (51 \text{ mm})$$

$$\delta_{SD90} = 0.08(1 + 1.27) = +0.17 \text{ in.} \downarrow$$

$$\delta_L (\text{ពីឧទាហរណ៍ ៧.៦}) = +0.93 \text{ in.} \downarrow$$

ដូចនេះភាពងាប់សរុបនៅ 90 ថ្ងៃដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទំនាញគឺ

$$\delta_g = +2.39 + 0.18 + 0.93 = +3.50 \text{ in.} \downarrow (89 \text{ mm})$$

ហើយ net deflection គឺ

$$\delta_{net,90} = -3.65 \uparrow + 3.5 \downarrow = -0.51in. \uparrow (4mm) \quad (\text{camber})$$

ភាពងាប់ដោយសារ Service-load នៅពេលមានអាយុ 5 ឆ្នាំ

ដោយធ្វើការគណនាដូចខាងលើ យើងទទួលបានលទ្ធផលដូចបង្ហាញក្នុងតារាង ៧.៦ និង ៧.៧ ហើយដ្យាក្រាមនៃ camber និងភាពងាប់ដែលជាអនុគមន៍ទៅនឹងពេលត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.២២ ។ ខ្សែកោងទំនាក់ទំនងរវាងភាពងាប់ និងពេលសឹងតែថេរនៅពេលដែលវាមានអាយុចាប់ពី 365 ថ្ងៃ ។

ពីតារាង ៧.៧, net deflection (camber) ចុងក្រោយនៅអាយុ 5 ឆ្នាំគឺ $0.87in.$ ដែលតូចជាងភាពងាប់ និង camber អនុញ្ញាតច្រើនណាស់ ។ ពីតារាង ៧.២, $\delta_T = l / 240 = 60 \times 12 / 240 = 3.09in. >> 0.09in.$ ។ ដូចនេះ គេអាចកាត់បន្ថយកំហុសបង់ដោយសារ creep រយៈពេលយូរយ៉ាងច្រើនដោយបន្ថែមដែកមិនរងប្រែក្នុងត្រាំងទៅក្នុងមុខកាត់ត្រង់តំបន់រងការសង្កត់ ។

៧.១១. ការគណនាភាពងាប់ និងភាពកោងរយៈពេលយូរដោយ approximate Time-Steps Method

Long-Term Camber and Deflection Calculation by the Approximate Time-Steps Method

ឧទាហរណ៍ ៧.៨: ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ៧.៦ ដោយ approximate time-steps method ដោយប្រើកុងត្រាំងដែក និងកុងត្រាំងបេតុងអនុញ្ញាតដូចគ្នា ។ ប្រៀបធៀបដំណោះស្រាយនេះជាមួយនឹងដំណោះស្រាយនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៦ និង៧.៧ ។

ដំណោះស្រាយ:

ពីឧទាហរណ៍ ៧.៧ យើងមានទិន្នន័យដូចខាងក្រោម

$$P_i = 462,672lb$$

$$P_e = 379,391lb$$

$$A_{ps} = 2.448in.^2$$

$$C_u = 2.35$$

$$C_{t30} = 1.02$$

$$C_{t90} = 1.41$$

$$C_{t365} = 1.82$$

$$C_{t5y} = 2.12$$

ប្រើតម្លៃ C_t ដូចគ្នាសម្រាប់ δ_{SD} និង δ_D ហើយគិតថាវាមានលក្ខណៈសុក្រិតគ្រប់គ្រាន់ ។ បន្ទាប់មក

$$K_a = 1.25t^{-0.118} \quad \text{សម្រាប់ moist-cured concrete}$$

Table 7.6 Long-Term Stress and Strain Changes in Example 7.7

Time at step end	Gross fiber stress in concrete at start of time increment		Creep strain increment $\times 10^{-6}$ in./in. per unit stress		Shrinkage strain increment $\times 10^{-6}$ in./in.		Steel relaxation increment psi		Total steel stress loss increment psi		Concrete stress change due to losses psi		Concrete strain change due to losses $\times 10^{-6}$ in./in.	
	Midspan	End	Midspan	End	Midspan	End	Midspan	End	Midspan	End	Midspan	End	Midspan	End
Days	f'_i	f'_i	$\Delta\epsilon_{CRG}$	$\Delta\epsilon_{CRG}$	$\Delta\epsilon_{SH}$	$\Delta\epsilon_{SH}$	Δf_R	Δf_R	$\Delta f_{T,L}$	$\Delta f_{T,L}$	Δf^i	Δf^i	$\Delta\epsilon'_c$	$\Delta\epsilon'_c$
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)	(13)	(14)	(15)
P/S*	0	0	0	133	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
30	+501	+92	-782	236	14,666	36,625	+97	+18	+24	+4	+97	+18	+24	+4
	-3524	-2242	-343				-683	-435	-169	-108				
90	+404	+74	-236	207	1,981	12,335	+33	+6	+8	+2	+33	+6	+8	+2
	-2841	-1807	-103				-230	-147	-57	-36				
365	+371	+68	-235	154	2,311	11,194	+30	+6	+7	+2	+30	+6	+7	+2
	-2611	-1660	-103				-209	-133	-52	-33				
5 yr	+341	+62	-153	55	2,448	6,986	+19	+4	+5	+1	+19	+4	+5	+1
	-2402	-1527	-67				-130	-83	-32	-21				

*P/S = step at transfer of prestress at 7 days after concrete is cast; 1,000 psi = 6.895 MPa.

Table 7.7 Long-Term Curvatures and Deflections in Example 7.7

Time at step end	Net creep strain increment $\times 10^{-6}$ in./in.		Curvature increment $\times 10^{-6}$ rad/in.		Total cumulative curvature $\times 10^{-6}$ rad/in.		Deflection				
	Midspan	End	Midspan	End	Midspan	End	Prestress camber force P in.	Gravity loads $W_o + W_{SD} + W_L$ in.	Net in.		
Days	$\Delta \epsilon'_{CR,net}$	$\Delta \epsilon'_{CR,net}$	$\Delta \epsilon_{CRBc,net}$	$\Delta \epsilon_{CRBt,net}$	$\Delta \phi_c$	$\Delta \phi_e$	$\Sigma \phi_c$	$\Sigma \phi_e$	$\delta_{p,t}$	δ_g	$\delta_{net,t}$
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)		
P/S*	0	0	-33.94	-19.65	-33.94	-19.65	-1.89	+0.99	-0.90↑		
30	+103 -726	+19 -461	-24.38	-14.12	-58.92	-34.07	-3.24	+2.14	-1.14↑		
90	+38 -270	+7 -172	-7.15	-4.15	-66.07	-38.22	-3.65	+3.50	-0.16↑		
365	+31 -217	+5 -138	-7.29	-4.21	-73.36	-42.43	-4.09	+3.93	-0.16↑		
5 yr	+20 -143	+4 -90	-4.79	-2.76	-78.15	45.19	-4.35	+4.26	-0.09↑		

*P/S = step at transfer of prestress at 7 days after concrete is cast; 1 in. = 25.4 mm.

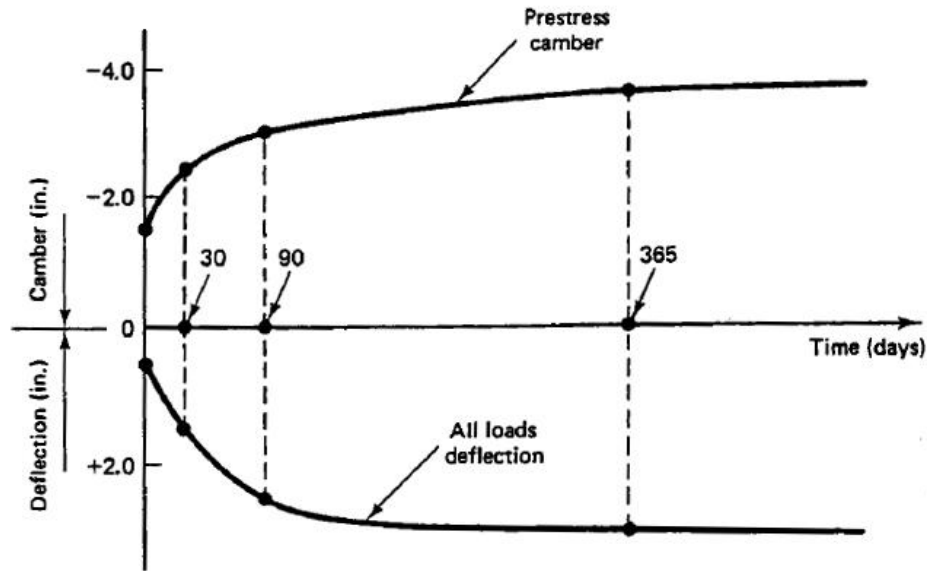


Figure 7.22 Prestressed camber and load deflections vs. time in Example 7.7.

$t =$ អាយុនៅពេលដាក់បន្ទុក (គិតជាថ្ងៃ) = 30, 90, 365, 5yr

$$k_r = \frac{1}{1 + A_s / A_{ps}}$$

ដែល $A_s / A_{ps} \ll 1.0$ ក្រោមលក្ខខណ្ឌធម្មតា

ប្រើ $k_r \cong 1$ ជាការសុំត្រូវគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់ការអនុវត្ត ដោយសារជាទូទៅ $A_s / A_{ps} \ll 1.0$ ។

ភាពងាប់ និង camber ខណៈ

ពីឧទាហរណ៍ ៧.៣

$$\delta_{i(P_i)} = \delta_{pi} = \text{camber ខណៈដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម} = -1.89in. \uparrow$$

$$\delta_{i(D)} = \text{ភាពងាប់ខណៈដោយសារបន្ទុកថេរ} = 0.99in. \downarrow$$

$$\delta_{i(SD)} = \text{ភាពងាប់ខណៈដោយសារ superimposed dead-load} = 0.08in. \downarrow$$

$$\delta_L = \text{ភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកអថេរ} = +0.93in. \downarrow$$

ពីសមីការ 7.26, incremental time-step net deflection គឺ

$$\Delta \delta_T = - \left[\eta + \left(\frac{1+\eta}{2} \right) k_r C_u \right] \delta_{i(P_i)} \uparrow + k_r C_t \delta_{i(D)} \downarrow + K_a k_r C_t \delta_{i(SD)} \downarrow$$

δ_p ជាភាពងាប់ (camber) ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង = $\delta_{i(P_i)}$ និង $\eta = P_e / P_i$ ។ ពីសមីការ

7.27, net deflection សរុប ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកគឺ

$$\delta_T = -\delta_p \left[1 - \frac{\Delta P}{P_o} + \lambda(k_r C_t) \right] \uparrow + \delta_D [1 + k_r C_t] \downarrow + \delta_{SD} [1 + K_a k_r C_t] \downarrow + \delta_L \downarrow$$

ដែល $\Delta P = (P_o - P_e)$ ជាកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុបដោយមិនគិតកំហាតបង់អេឡាស្ទិចដើម (initial elastic loss) $\lambda = 1 - \Delta P / 2P_o$, ហើយ δ_p និង η មានតម្លៃដូចលើមុន។

ពីពេលផ្ទេរដល់ពេលដំឡើង (30 ថ្ងៃ)

សន្មត់ $P_o \cong P_i$ ។ នោះ $\Delta P = P_i - P_e = 462,672 - 379,391 = 83,281lb$ ហើយ $\Delta P / P_i$

$83,281 / 462,672 = 0.18$ ។ ដូចនេះ

$$\lambda = 1 - \frac{83,281}{2 \times 462,672} = 0.91$$

$$k_r = 1$$

$$K_a = 1.25(30)^{-0.118} = 0.84$$

$$C_t = 1.02$$

$$\delta_{T30} = -1.89(1 - 0.81 + 0.91 \times 1.02) \uparrow + 0.99(1 + 1.02) \downarrow + 0.08(1 + 0.84 \times 1.02) \downarrow + 0$$

$$= -3.30 \uparrow + 2.15 \downarrow = -1.15in. \uparrow (29mm)$$

ភាពងាប់បណ្តាលពី service load (90 ថ្ងៃ)

ចន្លោះពេលបន្ទាប់ពីពេលផ្ទេរគឺ $t = 90$ ថ្ងៃ ។ ដូចនេះ យើងមាន

$$K_a = 1.25(90)^{-0.118} = 0.74$$

$$C_t = 1.41$$

$$\delta_L = +0.93in. \downarrow$$

$$\delta_{T90} = -1.89(1 - 0.18 + 0.91 \times 1.41) \uparrow + 0.99(1 + 1.41) \downarrow + 0.08(1 + 0.74 \times 1.41) \downarrow + 0.93 \downarrow$$

$$= -3.97 \uparrow + 3.48 \downarrow = -0.49in. \uparrow (12mm)$$

ភាពងាប់បណ្តាលពី service load (365 ថ្ងៃ)

$$K_a = 1.25(365)^{-0.118} = 0.62$$

$$C_t = 1.82$$

$$\delta_L = +0.93in. \downarrow$$

$$\delta_{T90} = -1.89(1 - 0.18 + 0.91 \times 1.82) \uparrow + 0.99(1 + 1.82) \downarrow + 0.08(1 + 0.74 \times 1.82) \downarrow + 0.93 \downarrow$$

$$= -4.68 \uparrow + 3.89 \downarrow = -0.79in. \uparrow (20mm)$$

ភាពងាប់បណ្តាលពី service load (5 ឆ្នាំ)

$$K_a = 1.25(1,825)^{-0.118} = 0.52$$

$$C_t = 2.12$$

$$\delta_L = +0.93in. \downarrow$$

$$\begin{aligned}\delta_{T90} &= -1.89(1 - 0.18 + 0.91 \times 2.12) \uparrow + 0.99(1 + 2.12) \downarrow + 0.08(1 + 0.74 \times 2.12) \downarrow + 0.93 \downarrow \\ &= -5.20 \uparrow + 4.16 \downarrow = -1.01in. \uparrow (26mm)\end{aligned}$$

ការប្រៀបធៀបការគណនាភាពងាប់ដោយវិធីទាំងបី

តារាង ៧.៨ ឱ្យតម្លៃរបស់ camber និងភាពងាប់ ដែលគណនាដោយវិធីទាំងបីនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៦, ៧.៧ និង ៧.៨។ សញ្ញាដក (-) បង្ហាញពី camber ឡើងលើ $\uparrow$ ហើយសញ្ញាបូក (+) បង្ហាញពីភាពងាប់ចុះក្រោម $\downarrow$ ។

ការប្រៀបធៀបនៃ net deflection បង្ហាញថា multiplier method និង approximate time-step method ឱ្យនូវលទ្ធផលប្រហាក់ប្រហែលគ្នា ខណៈដែល incremental time-steps method ឱ្យនូវតម្លៃ camber តូចជាងបន្តិចបន្តួច (ប្រហែល $3/4in.$) ។ តម្លៃនេះត្រូវបានគេរំពឹងទុកដោយសារកំណើនកំហុសបង្កប្រែក្នុងត្រង់ ត្រូវបានគណនាតាមចន្លោះពេលនីមួយៗ។ Incremental time step method ត្រូវការពេលវេលាច្រើនក្នុងការ គណនា ដូចនេះគេត្រូវការប្រើកុំព្យូទ័រដើម្បីគណនា។ គេត្រូវការចំនួននៃ incremental time step ជាច្រើនដើម្បី អង្កេតត្រឡប់បង្កើនដែលមានល្វែងវែងៗ ដូចជា segmental bridge ឬ cable-stayed bridge ដែលគេពិភាក្សា សុក្រិតក្នុងការគណនាភាពងាប់ និង camber សំខាន់។

Table 7.8 Camber and Deflection Comparisons (δ Inch)

Time at step end, days	Methods								
	PCI multipliers			Incremental time-step			Approximate time-step		
	Camber	δ_g	δ_{net}	Camber	δ_g	δ_{net}	Camber	δ_g	δ_{net}
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)
7	-1.89	+0.99	-0.90	-1.89	+0.99	-0.90	-1.89	+0.99	-0.90
30	-3.40	+1.91	-1.49	-3.24	+2.14	-1.10	-3.30	+2.15	-1.15
90				-3.65	+3.50	-0.15	-3.97	+3.48	-0.49
365				-4.09	+3.93	-0.16	-4.68	+3.89	-0.79
5 yrs	-4.63	+3.84	-0.79	-4.35	+4.26	-0.09	-5.20	+4.19	-1.01

៧.១២. ការគណនាភាពងាប់រយៈពេលយូររបស់ Composite Double-T Cracked Beam

Long-Term Deflection of Composite Double-T Cracked Beam

ឧទាហរណ៍ ៧.៩: Roof normal weight concrete double-T-beam ទម្រង់សាមញ្ញដែលមានប្រវែង 72 ft

(21.9m) រងនូវ superimposed topping load $W_{SD} = 250 plf (3.65kN/m)$ និង service live load $W_L = 280 plf (4.08kN/m)$ ។ គណនាភាពងាប់ និង camber រយៈពេលខ្លី (ភ្លាមៗ) របស់ផ្ទាំងដោយ (a) វិធី I_e .

(b) bilinear method ក៏ដូចជាភាពជាបឋមស្របនឹងពេលបន្ទាប់ពីថាកំ topping កម្រាស់ 2in. (30 ថ្ងៃ) និងភាពជាបឋមក្រោយ (5 ឆ្នាំ) ដោយប្រើ PCI multipliers method ។ គេឱ្យកំហាត់បង់ប្រែក្នុងត្រាំង 18% ។

	Noncomposite	Composite
$A_c, \text{ in.}^2$	615 (3,968 cm ²)	855 (5,316 cm ²)
$I_c, \text{ in.}^4$	59,720 (24.9 × 10 ⁵ cm ⁴)	77,118 (32.1 × 10 ⁵ cm ⁴)
$r^2, \text{ in.}^2$	97 (625 cm ²)	90 (580 cm ²)
$c_b, \text{ in.}$	21.98 (558 mm)	24.54 (623 mm)
$c_r, \text{ in.}$	10.02 (255 mm)	9.46 (240 mm)
$S_b, \text{ in.}^3$	2,717 (4.5 × 10 ⁴ cm ³)	3,142 (5.1 × 10 ⁴ cm ³)
$S'_r, \text{ in.}^3$	5,960 (9.8 × 10 ⁴ cm ³)	8,152 (13.4 × 10 ⁴ cm ³)
$W_{it}, \text{ plf}$	641 (9.34 kN/m)	891 (13.0 kN/m)

$$V / S = 615 / 364 = 1.69 \text{ in. (43 mm)}$$

$$RH = 75\%$$

$$e_c = 18.73 \text{ in. (476 mm)}$$

$$e_e = 12.81 \text{ in. (325 mm)}$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi (34.5 MPa)}$$

$$f'_{ci} = 3,750 \text{ psi (25.9 MPa)}$$

$$f'_c \text{ topping} = 3,000 \text{ psi (20.7 MPa)}$$

$$f_t \text{ នៅសរសៃខាងក្រោម} = 12\sqrt{f'_c} = 849 \text{ psi (5.9 MPa)}$$

A_{ps} = low-relaxation prestressing steel អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. ចំនួន ១២ ដែលបន្ថយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង (depressed) តែនៅកណ្តាលល្វែង ។

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi (1,862 MPa)}, \text{ low relaxation}$$

$$f_{pi} = 189,000 \text{ psi (1,303 MPa)}$$

$$f_{pj} = 200,000 \text{ psi (1,380 MPa)}$$

$$f_{py} = 260,000 \text{ psi (1,793 MPa)}$$

$$E_{ps} = 28.5 \cdot 10^6 \text{ psi (19.65} \cdot 10^4 \text{ MPa)}$$

ដំណោះដោយវិធី I_e

1. ក្នុងត្រាំងមុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$f_{pj} = 200,000 \text{ psi នៅពេលទាញ (jacking)}$$

$$f_{pi} \text{ ដែលសន្មត} = 0.945 f_{pj} = 189,000 \text{ psi នៅពេលផ្ទេរ}$$

$$e_c = 18.73 \text{ in. } (475 \text{ mm})$$

$$P_i = 12 \times 0.153 \times 189,000 = 347,004 \text{ lb } (1,540 \text{ kN})$$

ម៉ូម៉ង់បន្ទុកផ្ទាល់ខ្លួន (self-weight moment)

$$M_D = \frac{641(72)^2}{8} \times 12 = 4,984,416 \text{ in.} - \text{lb}$$

(a) នៅពេលផ្ទុក

ពិសមីការ 4.1a

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{347,004}{615} \left(1 - \frac{18.73 \times 10.02}{97} \right) - \frac{4,984,416}{5,960} \\ &= +527.44 - 836.31 \\ &= -308.87 \text{ psi } (C) \text{ ឃឹក } -310 \text{ psi } (C) (2.1 \text{ MPa}) < 0.60 f'_{ci} = 0.60(3,750) \\ &= 2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.1b

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \\ &= -\frac{347,004}{615} \left(1 + \frac{18.73 \times 21.98}{97} \right) + \frac{4,984,416}{2,717} \\ &= -2,958.95 + 1,834.53 \\ &= -1,124.42 \text{ psi } (C) \text{ ឃឹក } -1,125 \text{ psi } (C) < -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

(b) ក្រោយពេលថាកកម្រាស់ខណ្ឌ

នៅពេលនេះ សន្ទត់កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំង 18%

$$f_{pe} = 0.82 f_{pi} = 0.82 \times 189,000 = 154,980 \text{ psi}$$

$$P_e = 12 \times 0.153 \times 154,980 = 284,543 \text{ lb}$$

សម្រាប់កម្រាស់ខណ្ឌកម្រាស់ 2 in.

$$W_{SD} = \frac{2}{12} \times 10 \text{ ft} \times 150 = 250 \text{ plf } (3.6 \text{ kN/m})$$

$$M_{SD} = \frac{250(72)^2}{8} \times 12 = 1,944,000 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$M_D + M_{SD} = 4,984,416 + 1,944,000 = 6,928,416 \text{ in.} - \text{lb } (783 \text{ kN.m})$$

ពិសមីការ 4.18a

$$\begin{aligned}
 f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} \\
 &= -\frac{284,543}{615} \left(1 - \frac{18.73 \times 10.02}{97} \right) - \frac{6,928,416}{5,960} \\
 &= +432.5 - 1,162.5 = -730 \text{ psi} (5.0 \text{ MPa}) < 0.45 f'_c = -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.18b

$$\begin{aligned}
 f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD}}{S_b} \\
 &= -\frac{284,543}{615} \left(1 + \frac{18.73 \times 21.98}{97} \right) + \frac{6,928,416}{2,717} \\
 &= -2,426.33 + 2,550.02 = +123.7 \text{ psi} (0.85 \text{ MPa}) \text{ ឃុំ } 124 \text{ psi} (T) \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

វាជាក្នុងត្រង់តូចណាស់ នៅពេលដែលគេចាក់បេតុងកម្រាលដែលគ្មានទម្រ និងមុនពេលអនុវត្ត service load, $< 12\sqrt{f'_c} = 89 \text{ psi}$ ។

(c) ក្រោយពេលចាក់កម្រាលខណ្ឌ

ម៉ូឌុលមុខកាត់សម្រាប់មុខកាត់សមាសដែលនៅពីលើមុខកាត់ចាក់ស្រាប់គឺ

$$\begin{aligned}
 S_c^t &= \frac{77,118}{9.46 - 2} = 10,337 \text{ in.}^3 \\
 M_L &= \frac{280(72)^2}{8} \times 12 = 2,177,288 \text{ in.} - \text{lb} (246 \text{ kN.m})
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.19a

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD}}{S^t} - \frac{M_{CSD} + M_L}{S_c^t}$$

នៅក្នុងករណីនេះ ម៉ូឌុលពិតដែលកើតពី superimposed dead load $M_{CSD} = 0$

$$\begin{aligned}
 f^t &= -730 - \frac{2,177,288}{10,337} \\
 &= -730 - 210 = -940 \text{ psi} (6.5 \text{ MPa}) (C) \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 4.19b

$$\begin{aligned}
 f_b &= +123.7 + \frac{2,177,288}{3,142} = +123.7 + 693.0 \\
 &= +816.7 \text{ ឃុំ } 817 \text{ psi} (T) (5.4 \text{ MPa}) < f_t = 849 \text{ psi} \quad \text{O.K.}
 \end{aligned}$$

(d) ក្នុងត្រង់នៅក្នុងកម្រាលសមាស

ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចបេតុងចាក់ស្រាប់ double-T

$$E_c = 57,000\sqrt{f'_c} = 57,000\sqrt{5,000} = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi} (2.8 \cdot 10^4 \text{ MPa})$$

ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចបេតុងកម្រាលចាក់នៅនឹងកន្លែងគឺ

$$E_c = 57,000\sqrt{3,000} = 3.12 \cdot 10^6 \text{ psi} (2.2 \cdot 10^4 \text{ MPa})$$

ផលធៀបម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច

$$n_p = \frac{3.12 \cdot 10^6}{4.03 \cdot 10^6} = 0.77$$

S_c^t សម្រាប់សរសៃខាងលើរបស់កម្រាលកម្រាស់ $2in. = 8,152in.^3$ (ដែលបានពីទិន្នន័យ)

S_{cb} សម្រាប់សរសៃខាងក្រោមរបស់កម្រាលកម្រាស់ $2in. = 10,337in.^3$ ដែលបានពីលើមុន

សម្រាប់ផ្នែកខាងលើរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ ។

$$\begin{aligned} \text{ក្នុងត្រាំង } f_{cs}^t \text{ នៅត្រង់សរសៃកម្រាលខាងលើ} &= n \frac{M_L}{S_c^t} \\ &= -0.77 \times \frac{2,177,288}{8,152} = -207 \text{ psi} (1.4 \text{ MPa}) (C) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{ក្នុងត្រាំង } f_{csb} \text{ នៅសរសៃកម្រាលខាងក្រោម} &= n \frac{M_L}{S_{cb}} \\ &= -0.77 \times \frac{2,177,288}{10,337} = -162 \text{ psi} (1.1 \text{ MPa}) (C) \end{aligned}$$

2. ក្នុងត្រាំងមុខកាត់លើទម្រ

គេត្រូវធ្វើការត្រួតពិនិត្យត្រង់ផ្ទៃរបស់ទម្រ (គេអាចធ្វើការត្រួតពិនិត្យដែលមានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពបន្តិចនៅត្រង់ $50d_b$ ពីចុង)

$$e_c = 12.81in.$$

(a) នៅពេលផ្ទេរ

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{347,004}{615} \left(1 - \frac{12.81 \times 10.02}{97} \right) - 0 \\ &= +182 \text{ psi} (T) (1.26 \text{ MPa}) \ll -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \\ f_b &= -\frac{347,004}{615} \left(1 + \frac{12.81 \times 21.98}{97} \right) + 0 \\ &= -2,202 \text{ psi} (C) (15.2 \text{ MPa}) < 0.6 f'_{ci} = -2,250 \text{ psi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

(b) នៅក្រោយពេលចាក់កម្រាលខណ្ឌ និងរង service load

ក្នុងត្រាំងមុខកាត់ទម្រទាំងសរសៃខាងលើ និងសរសៃខាងក្រោមមានតម្លៃតូចជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតដូចនេះ O.K. ។

Summary of Midspan Stresses (psi)		
	f'	f_b
Transfer P_e only	+433	-2,426
W_D at transfer	-1,163	+2,550
Net at transfer	-730	+124
External load (W_L)	-210	+693
Net total at service	-940	+817

3. គណនា camber និងភាពងាប់

នៅពេលផ្ទេរ

$$\text{ដំបូង } E_{ci} = 57,000\sqrt{3,570} = 3.49 \cdot 10^6 \text{ psi} (2.2 \cdot 10^4 \text{ MPa})$$

ពីលើកមុន នៅអាយុ 28 ថ្ងៃ

$$E_c = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi} (2.8 \cdot 10^4 \text{ MPa})$$

ពីរូបទី ៧.៦, camber ដែលបណ្តាលតែពីប្រែកុងត្រាំងដើម (initial prestress)

$$\begin{aligned} \delta_i &= \frac{P_i e_e l^2}{8E_{ci} I_g} + \frac{P_i (e_e - e_c) l^2}{24E_{ci} I_g} \\ &= \frac{(-347,004)(18.73)(72 \times 12)^2}{8(3.49 \times 10^6) 59,720} + \frac{(-347,004)(12.81 - 18.73)(72 \times 12)^2}{24(3.49 \cdot 10^6) 59,720} \\ &= -2.90 + 0.30 = -2.6 \text{ in.} (66 \text{ mm}) \uparrow \end{aligned}$$

អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកផ្ទាល់ $w = 641/12 = 53.42 \text{ lb/in.}$

ភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកផ្ទាល់សម្រាប់មុខកាត់អត់ប្រេះ $\delta_D = \frac{5wl^4}{384E_{ci} I_g}$

$$\delta_D = \frac{5 \times 53.42(72 \times 12)^4}{384(3.49 \cdot 10^6) 59,720} = 1.86 \text{ in.} (47 \text{ mm}) \downarrow$$

ដូចនេះ net camber នៅពេលផ្ទេរ

$$= -2.6 + 1.86 = -0.74 \text{ in.} (19 \text{ mm}) \uparrow$$

4. ភាពងាប់ក្នុងរយៈពេលសេវា service load

(a) វិធី I_e ប្រសិទ្ធភាព

ម៉ូឌុលដាច់

$$f_r = 7.5\sqrt{f'_c} = 7.5\sqrt{5,000} = 530 \text{ psi}$$

f_b ក្រោមអំពើ service load = 817 psi (5.4 MPa) រងការទាញ (បានពីលើកមុន) ។ ដូចនេះ មុខកាត់

មានស្ថាប័នប្រេះ ហើយគេគួរប្រើ I_e ប្រសិទ្ធភាពពីសមីការ 3.19(a) និង (b) ។

$$d_p = 18.73 + 10.02 + 2(\text{topping}) = 30.75 \text{ in. (780 mm)}$$

$$\rho_p = \frac{A_{ps}}{bd_p} = \frac{12(0.153)}{120 \times 30.75} = 4.98 \cdot 10^{-4}$$

ពីសមីការ 7.13

$$I_{cr} = n_p A_{ps} d_p^2 (1 - 1.6 \sqrt{n_p \rho_p})$$

$$n_p = \frac{28.5 \cdot 10^6}{4.03 \cdot 10^6} = 7 \text{ ត្រូវបានប្រើនៅក្នុងសមីការ 7.13}$$

$$\text{សមីការ 7.13 ឱ្យ } I_{cr} = 11,110 \text{ in.}^4 (4.63 \cdot 10^5 \text{ cm}^4)$$

ពីសមីការ 7.3a និងតម្លៃរបស់កុងត្រាំង f_{pe}

និង f_d ត្រូវបានគណនាសម្រាប់សរសៃខាងក្រោមនៅកណ្តាល ល្វែងជាមួយនឹង $f_r = 7.5 \sqrt{f'_c} = 530 \text{ psi}$ ។

ម៉ូម៉ង់ M_{cr} ដែលបណ្តាលពីផ្នែកនៃបន្ទុកអថេរដែលបង្កឱ្យមានស្នាមប្រេះគឺ

$$\begin{aligned} M_{cr} &= S_b (7.5 \sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \\ &= 3,142(530 + 2,426 - 2,550) \\ &= 1,275,652 \text{ in.} - \text{lb} \end{aligned}$$

ម៉ូម៉ង់ពត៌មានតិបរមាដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរគ្មានមេគុណ $M_a = 2,177,288 \text{ in.} - \text{lb}$

$$\frac{M_{cr}}{M_a} = \frac{1,275,652}{2,177,288} = 0.586$$

ដោយប្រើសមីការ 7.11

$$\begin{aligned} \frac{M_{cr}}{M_a} &= 1 - \frac{f_{tl} - f_r}{f_L} = 1 - \left(\frac{817 - 530}{693} \right) = 0.586 \\ \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 &= (0.586)^3 = 0.20 \end{aligned}$$

ដូចនេះ ពីសមីការ 7.10b

$$\begin{aligned} I_e &= \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right] I_{cr} \leq I_g \\ &= 0.2(77,118) + (1 - 0.2)11,110 \\ &= 15,424 + 8,888 = 24,312 \text{ in.}^4 \\ w_{SD} &= \frac{1}{12} (891 - 641) = 20.83 \text{ lb/in.} \\ w_L &= \frac{1}{12} \times 280 = 23.33 \text{ lb/in.} \end{aligned}$$

$$\delta_L = \frac{5wl^4}{384E_cI_e} = \frac{5 \times 23.33(72 \times 12)^4}{384(4.03 \cdot 10^6)24,312}$$

$$= 1.73in.(45mm) \downarrow \text{ (ជាតម្លៃមធ្យម)}$$

នៅពេលដែលគេចាក់បេតុង topping 2in. ពីលើមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ ភាពងាប់ដែលបណ្តាលពី topping ជាមួយនឹង $I_g = 59,720in.^4$

$$\delta_{SD} = \frac{5 \times 20.83(72 \times 12)^4}{384(4.03 \cdot 10^6)59,720} = +0.63in. \downarrow$$

ដំណោះស្រាយដោយ bilinear method

$$f_{net} = f_{cb} - 7.5\lambda\sqrt{f'_c} = 817 - 530$$

$= 287 psi(T)$ ដែលបង្កឱ្យមានស្នាមប្រេះ

f_L ក្នុងត្រាំងទាញដែលបង្កដោយបន្ទុកអថេរតែប៉ុណ្ណោះ

$$= 693 psi(T)$$

w_{L1} ផ្នែកនៃបន្ទុកអថេរដែលមិនបង្កឱ្យមានស្នាមប្រេះ

$$= (f_L - f_{net}) \frac{w_L}{f_L} = \frac{693 - 287}{693} \times 280 plf$$

$$= 0.586 \times 280 = 164.1 plf = 13.68 lb/in.$$

δ_{L1} ដែលបណ្តាលពី I_g ដែលអត់ប្រេះ

$$\delta_{L1} = \frac{5w_{L1}l^4}{384E_cI_g} = \frac{5 \times 13.68(72 \times 12)^4}{384(4.03 \cdot 10^6)77,118}$$

$$= 0.32in. \downarrow$$

$$w_{L2} = w_L - w_{L1} = \frac{1}{12}(280 - 164.1) = 9.66 lb/in.$$

δ_{cr} ដែលបណ្តាលពី I_{cr} ដែលប្រេះ

$$\delta_{cr} = \frac{5w_{L2}l^4}{384E_cI_{cr}} = \frac{5 \times 9.66(72 \times 12)^4}{384(4.03 \cdot 10^6)11,110}$$

$$= 1.57in. \downarrow$$

ភាពងាប់សរុបដោយសារបន្ទុកអថេរមុនកំហាតប្រែក្នុងត្រាំង

$$= \delta_{L1} + \delta_{cr} = 0.32 + 1.57 = 1.89in. \downarrow$$

ខុសគ្នាពី $1.73in. \downarrow$ ដែលទទួលបានដោយវិធី I_e ។

ពីលើកមុន, $\delta_i = -0.74 \uparrow$

Net deflection រយៈពេលខ្លីមុនកំហុសប្រែក្នុងត្រាំងគឺ

$$\delta_{Total} = -0.74 + 1.89 = 1.15in. \downarrow$$

៥. ភាពងាប់ (camber) រយៈពេលវែងដោយសារ PCI Multipliers

នៅពេលដែលគេចាក់បេតុង topping កម្រាស់ 2in. ពីលើមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ នោះភាពងាប់ដោយសារ topping ជាមួយនឹង $I_g = 59,720in.^4$ គឺ

$$\delta_{SD} = \frac{5 \times 20.83(72 \times 12)^4}{384(4.03 \cdot 10^6)59,720} = +0.63in.(16mm)$$

ដោយប្រើ PCI multiplier នៅដំណាក់កាលកម្រាលខណ្ឌត្រូវបានចាក់ topping រួចរាល់ហើយ (30 ថ្ងៃ) និងក្រោមអំពើ service load ចុងក្រោយ (5 ឆ្នាំ) ខាងក្រោមជាតារាងតម្លៃភាពងាប់:

Load	Transfer δ_p in.	PCI Multipliers	δ_{30} in.	PCI Multiplier (Composite)	δ_{Final} in.
	(1)		(2)		(3)
Prestress	-2.60	1.80	-4.68	2.20	-5.71 ↑
w_D	+1.86	1.85	+3.44	2.40	+4.46 ↓
	-0.74 ↑		-1.24 ↑		-1.25 ↑
w_{SD}			+0.63 ↓	2.30	+1.45 ↓
w_L			+1.89 ↓		+1.89 ↓
Final δ	-0.74 ↑		+1.28 ↓		+2.09 ↓

ដូចនេះ ភាពងាប់ចុងក្រោយ 2.1in.(53mm) ↓

$$\text{ភាពងាប់អនុញ្ញាត} = span/180 = \frac{72 \times 12}{180} = 4.8in. > 2.1in. \quad \text{O.K.}$$

៧.១៣. ស្នាមប្រេះ និងការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះនៅក្នុងថ្នមប្រែក្នុងត្រាំង

Cracking Behavior and Crack Control in Prestressed Beams

៧.១៣.ក. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

កំណើននូវការប្រើប្រាស់ partial prestressing ដែលអនុញ្ញាតឱ្យមានក្នុងត្រាំងទាញកំណត់នៅក្នុងបេតុង ក្រោមអំពើ service-load និងក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកលើស (overload condition) ដោយអនុញ្ញាតឱ្យដៃកមិនរង ប្រែក្នុងត្រាំងរងនូវក្នុងត្រាំងក្លាយទៅជាពេញនិយមដោយសារលក្ខណៈធ្វើការ និងលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចរបស់វា ។ ដូចនេះ ការប៉ាន់ប្រមាណទំហំ និងគំនិតរបស់ flexural crack និងការគ្រប់គ្រងនៃការរីកចម្រើនរបស់វាមានលក្ខណៈចាំបាច់ ។ ការងារនេះមានដែនកំណត់របស់វាដោយសារកត្តាផ្សេងៗដែលជះឥទ្ធិពលលើទំហំស្នាមប្រេះដែលកើតមាន

នៅលើបេតុងប្រកុងត្រាំង ។ ប៉ុន្តែ ការអង្កេតដោយការពិសោធន៍គាំទ្រនូវសម្មតិកម្មដែលប៉ារ៉ាម៉ែត្រដ៏សំខាន់ គឺការផ្លាស់ប្តូរកុងត្រាំងដែកបន្ទាប់ពីដំណាក់កាលកម្លាំងប្រកុងត្រាំងថយចុះ (decompression) ។ Nawy, et al. បានធ្វើការសិក្សាស្រាវជ្រាវជាច្រើនតាំងពីទសវត្សរ៍ទី៦០ លើ cracking behavior របស់ prestressed pretensioned និង post-tensioned beam និងកម្រាលខណ្ឌដោយសារភាពងាយរងគ្រោះថ្នាក់ខ្ពស់របស់ prestressing steel ទៅនឹងច្រេះស៊ី និងឥទ្ធិពលបរិយាកាសដទៃទៀតដែលនាំដល់ការបាត់បង់ប្រកុងត្រាំង ។ Design engineer អាចគ្រប់គ្រង serviceability behavior (cracking behavior) ក្រោមលក្ខខណ្ឌធ្វើការ (service condition) និងក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកលើស (overload condition) តាមរយៈការអនុវត្តលក្ខណវិនិច្ឆ័យដែលនឹងរៀបរាប់នៅក្នុងចំណុចនេះ ។

៧.១៣.២. រូបមន្តគណិតវិទ្យាសម្រាប់វិនិច្ឆ័យស្នាមប្រេះ

Mathematical Model Formulation for Serviceability Evaluation

គំនិតស្នាមប្រេះ (crack spacing) :ស្នាមប្រេះដំបូងកើតមាននៅក្នុងតំបន់នៃម៉ូម៉ង់ពត់អតិបរមា នៅពេលដែលបន្ទុកខាងក្រៅកើនដល់ cracking load ។ ដោយសារការដាក់បន្ទុកកើនឡើង ស្នាមប្រេះបន្ថែមនឹងកើតមាន ហើយចំនួនស្នាមប្រេះនឹងស្ថិតនៅថេរនៅពេលដែលកុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងលែងធំជាងកុងត្រាំងទាញនៅទីតាំងឆ្ងាយបំផុតរបស់វា ដោយមិនគិតពីការកើនឡើងរបស់បន្ទុក ។ លក្ខខណ្ឌពិសេសនេះបង្កើតឱ្យមានគំនិតស្នាមប្រេះអប្បបរមាដាច់ខាតដែលអាចកើតមាននៅពេលកុងត្រាំងដែកធំ ដែលគេឱ្យឈ្មោះថា stabilized minimum crack spacing ។ គំនិតស្នាមប្រេះដែលអាចមានអតិបរមាក្រោមលក្ខខណ្ឌនឹងគឺស្មើនឹងពីរដងតម្លៃអប្បបរមា ហើយត្រូវបានគេឱ្យឈ្មោះថា stabilized maximum crack spacing ។ ដូចនេះ stabilized mean crack spacing a_{cs} គឺជាតម្លៃមធ្យមនៃតម្លៃដាច់ខាតទាំងពីរ ។

គេអាចកំណត់កម្លាំងទាញសរុប T ដែលផ្ទេរពីដែកទៅបេតុងលើ stabilized mean crack spacing ជា

$$T = \gamma a_{cs} \mu \Sigma o \quad (7.29)$$

ដែល γ ជាមេគុណដែលបង្ហាញពីការបែងចែកកុងត្រាំងភាពស្និត (bond stress), μ ជាកុងត្រាំងភាពស្និតអតិបរមាដែលជាអនុគមន៍នៃ $\sqrt{f'_c}$ ហើយ Σo ជាផលបូកនៃបរិមាត្ររបស់ធាតុដែលពង្រឹងដោយដែក ។ គេអាចកំណត់រេស៊ីស្តង់ R របស់ក្រឡាផ្ទៃបេតុងដែលរងការទាញជា

$$R = A_t f'_t \quad (7.30)$$

ដែល A_t ត្រូវបានកំណត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.២៤ ។

ដោយឱ្យសមីការ 7.29 ស្មើនឹង 7.30 គេទទួលបានសមីការខាងក្រោមសម្រាប់ a_{cs} ដែល c ជាតម្លៃថេរដែលបានពីការពិសោធន៍

$$a_{cs} = c \frac{A_t f'_t}{\Sigma o \sqrt{f'_c}} \quad (7.31)$$

សម្រាប់ការពិសោធជាច្រើន គេរកឃើញថា $cf'_t / \sqrt{f'_c}$ មានតម្លៃមធ្យមស្មើនឹង 1.2 សម្រាប់ pretensioned និង 1.54 សម្រាប់ post-tensioned prestressed beams ។

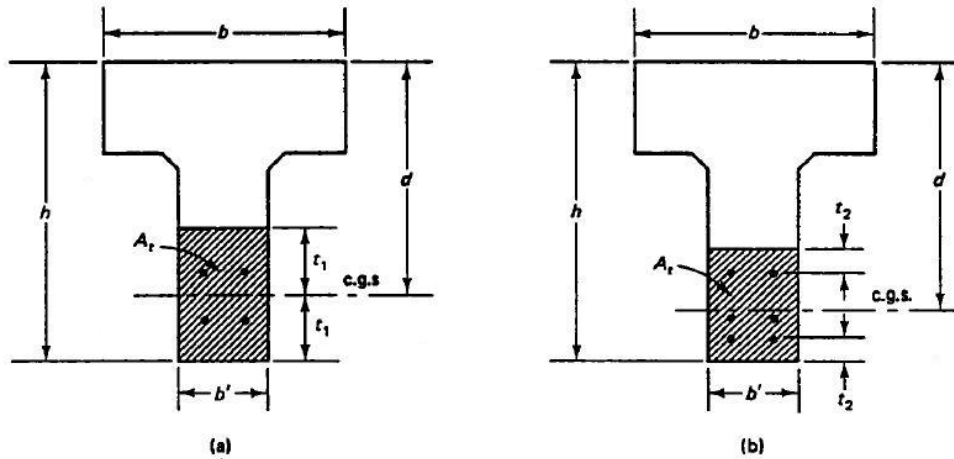


Figure 7.24 Effective concrete area in tension. (a) For even distribution of reinforcement in concrete. (b) For noneven distribution of reinforcement in concrete.

ទំហំស្នាមប្រេះ (crack width). ប្រសិនបើ Δf_s ជា net stress នៅក្នុង prestressed tendon ឬជាក្នុងត្រាំងទាញ នៅក្នុង normal steel ក្រោម crack width load level ដែលក្នុងនេះគេគិត decompression load (decompression នៅទីនេះមានន័យថា $f_c = 0$ នៅត្រង់និរ្ទ័យរបស់ reinforcing steel) ជាចំណុចផ្សេងៗ។ នោះសម្រាប់ pre-stressed tendon

$$\Delta f_s = f_{nt} - f_d \quad (7.32)$$

ដែល f_{nt} ជាក្នុងត្រាំងនៅក្នុងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងក្រោមអំពើបន្ទុកណាមួយដោយបន្ទាប់ពី decompression load ហើយ f_d ជាក្នុងត្រាំងនៅក្នុងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងដែលត្រូវផ្ដាសាយដោយ decompression load ។

បម្រែបម្រួលរាងផ្សេងៗ (unit strain) $\epsilon_s = \Delta f_s / E_s$ ។ ដោយសារគេគិតថា unit strain នៅក្នុង បេតុងមានលក្ខណៈសំខាន់ដោយសារឥទ្ធិពលសីតុណ្ហភាព ការរួមមាឌ និង elastic shortening នោះគេអាចកំណត់ ទំហំស្នាមប្រេះដូចខាងក្រោម

$$w_{\max} = k a_{cs} \epsilon_s^\alpha \quad (7.33)$$

$$\text{ឬ} \quad w_{\max} = k' a_{cs} (\Delta f_s)^\alpha \quad (7.34)$$

ដែល k និង α ជាតម្លៃដែលបានពីការពិសោធន៍ ។

៧.១៣.គ. សមីការសម្រាប់ធ្វើរងការទាញជាមុន

Expressions for Pretensioned Beams

គេអាចសរសេរសមីការ 7.34 ឡើងវិញដោយប្រើ Δf_s ដូចនេះគេទទួលបានសមីការនៅត្រង់នីមួយៗដែលផ្អែកលើការពិសោធយ៉ាងច្រើនដូចខាងក្រោម៖

$$w_{\max} = 1.4 \cdot 10^{-5} a_{cs} (\Delta f_s)^{1.31} \quad (7.35)$$

40% band of scatter គ្របដណ្តប់ទិន្នន័យទាំងអស់សម្រាប់សមីការ 7.35 សម្រាប់ $\Delta f_s = 20\text{ksi}$ ទៅ 80ksi ។

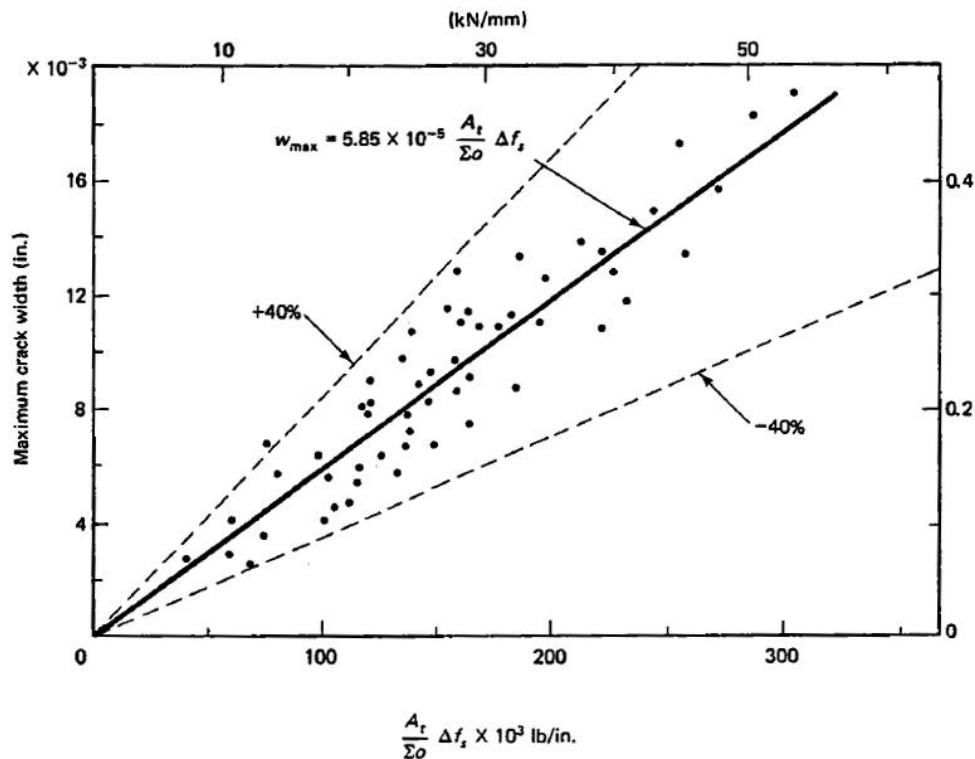


Figure 7.25 Linearized maximum crack width versus $(A_t/\Sigma_o)\Delta f_s$, pretensioned beams.

សមីការ 7.35 ត្រូវបានសម្រួលដូចខាងក្រោម ដើម្បីឱ្យ design engineer ងាយប្រើប្រាស់

$$w_{\max} = 5.85 \cdot 10^{-5} \frac{A_t}{\Sigma_o} (\Delta f_s) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (7.36a)$$

$$w_{\max} = 8.48 \cdot 10^{-5} \frac{A_t}{\Sigma_o} (\Delta f_s) \quad (\text{គិតជាមីលីម៉ែត្រ})$$

ដែល A_t គិតជា cm^2 , Σ_o គិតជា cm , Δf_s គិតជា MPa ។ សមីការ 7.36a សម្រាប់គណនាកម្រិតបំប្លែងប្រេក អតិបរមានៅត្រង់នីមួយៗដែលកើនឡើង ហើយទំហំបំប្លែងប្រេកអតិបរមានៅត្រង់ផ្នែករងការទាញរបស់បេតុងគឺ

$$w'_{\max} = 5.85 \cdot 10^{-5} R_i \frac{A_t}{\Sigma_o} (\Delta f_s) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (7.36b)$$

ដែល R_i ជាផលធៀបចម្ងាយពីអ័ក្សណ័តទៅផ្ទៃរងការទាញលើចម្ងាយពីអ័ក្សណ័តទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែក ។
រូបទី ៧.២៥ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមរបស់សមីការ 7.36a ដែលទិន្នន័យស្ថិតក្នុងកម្រិតរីករាល 40% ។

៧.១៣.ឃ. សមីការសម្រាប់ធ្វើមរងការទាញជាក្រោយ

Expressions for Post-tensioned Beams

សមីការដែលបានបង្កើតឡើងសម្រាប់គណនាទំហំស្នាមប្រេះនៅក្នុង post-tensioned bonded beams ដែលមានដែកធម្មតាគឺ

$$w_{\max} = 6.51 \cdot 10^{-5} \frac{A_t}{\Sigma o} (\Delta f_s) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (7.37a)$$

$$w_{\max} = 9.44 \cdot 10^{-5} \frac{A_t}{\Sigma o} (\Delta f_s) \quad (\text{គិតជាមីលីម៉ែត្រ})$$

ដែល A_t គិតជា cm^2 , Σo គិតជា cm , Δf_s គិតជា MPa ។ សមីការ 7.37a សម្រាប់ទទឹងនៅត្រង់និរ្ទ័យដែកក្បែរតំបន់រងការទាញ ។

$$w_{\max} = 6.51 \cdot 10^{-5} R_i \frac{A_t}{\Sigma o} (\Delta f_s) \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (7.37b)$$

នៅត្រង់តំបន់ទាញរបស់បេតុងសរសៃខាងក្រោម ។

សម្រាប់ nonbonded bema, មេគុណ 6.51 នៅក្នុងសមីការ 7.37a និង 7.37b ក្លាយជា 6.83 ។
រូបទី ៧.២៦ ផ្តល់នូវដ្យាក្រាមរបស់សមីការ 7.37a ដែលបង្ហាញពី scatter band 40% ដែលគេមិនរំពឹងនឹងកើតមាននៅក្នុង flexural cracking ។ គំណាតស្នាមប្រេះនឹងមានស្ថិរភាពដោយខ្លួនឯងនៅក្រោយពេល incremental stress Δf_s ស្មើនឹង 30,000 psi ទៅ 35,000 psi ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.២៧ ដែលអាស្រ័យនឹងភាគរយដែកសរុប ρ_T របស់ដែករងប្រែក្នុងត្រាំង និងដែកមិនរងប្រែក្នុងត្រាំង ។

ការសិក្សាស្រាវជ្រាវថ្មីៗរបស់ Nawy et al. ទៅលើស្នាមប្រេះរបស់ធ្វើមបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងរេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ទាំង pretensioned និង post-tensioned បានបង្ហាញថាមេគុណ 5.85 នៅក្នុងសមីការ 7.36a ថយចុះយ៉ាងច្រើន ។ សម្រាប់រេស៊ីស្តង់បេតុងដែលមានតម្លៃនៅចន្លោះ 9,000 psi ទៅ 14,000 psi (60 ទៅ 100 MPa) មេគុណនេះកាត់បន្ថយដល់ 2.75 ដូចនេះសមីការសម្រាប់ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅនិរ្ទ័យដែកក្លាយជា

$$w_{\max} = 2.75 \cdot 10^{-5} \frac{A_t}{\Sigma o} (\Delta f_s) \quad (7.38a)$$

សម្រាប់ខ្នាត SI សមីការនេះមានរាង

$$w_{\max} = 4.0 \cdot 10^{-5} \frac{A_t}{\Sigma o} (\Delta f_s) \quad (7.38b)$$

ដែល A_t គិតជា cm^2 , Σo គិតជា cm , Δf_s គិតជា MPa ។

សម្រាប់តម្លៃដែលប្រសើរជាងក្នុងករណីដែលស៊ីសង់សង្កត់របស់បេតុងស៊ីឡាំងស្ថិតនៅចន្លោះ 6,000 *psi* និង 12,000 *psi* ឬក៏ធំជាងនេះ គេអាចទទួលមេគុណកែតម្រូវសម្រាប់តម្លៃ f'_c ដូចខាងក្រោម

$$\lambda_r = \frac{2}{(0.75 + 0.06\sqrt{f'_c})\sqrt{f'_c}} \quad (7.39a)$$

សម្រាប់ post-tensioned beams, មេគុណកាត់បន្ថយ λ_0 គឺ

$$\lambda_0 = \frac{1}{0.75 + 0.06\sqrt{f'_c}} \quad (7.39b)$$

ដែល f'_c និងស៊ីសង់របស់ដែកគិតជា *ksi* ។

៧.១៣.ង. ការផ្តល់ឱ្យរបស់ ACI Code ថ្មី (ACI New Code Provisions)

ការផ្តល់ឱ្យដែលប្រើសម្រាប់ការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះនៅក្នុងបេតុងអារម៉េតាមរយៈគំណត់ដែកត្រូវបានយកមកប្រើនៅក្នុង prestressed concrete bonded beam ដោយការសន្មត់ seamless transition រវាងតម្រូវការ serviceability សម្រាប់អង្គត់មិនរងប្រកុងត្រាំង និងអង្គត់រងប្រកុងត្រាំងពេញលេញ ។ មេកានិចនៃការកើត

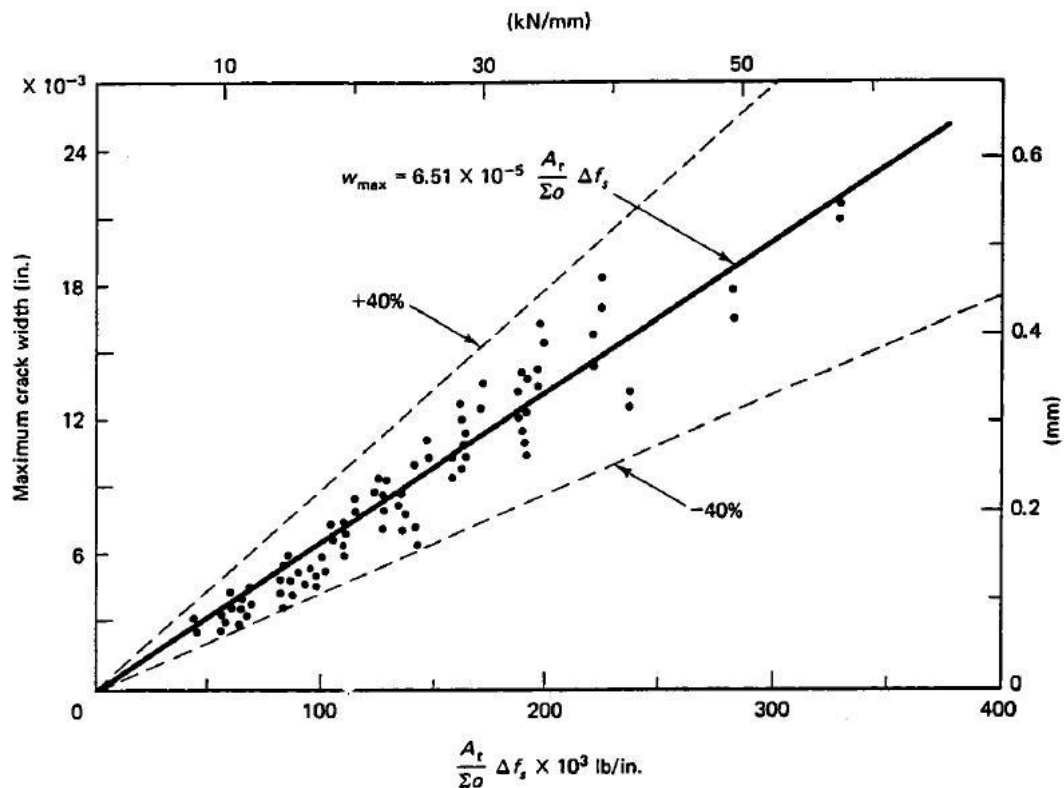


Figure 7.26 Linearized maximum crack width versus $(A_t/\Sigma\sigma)\Delta f_s$, post-tensioned beams.

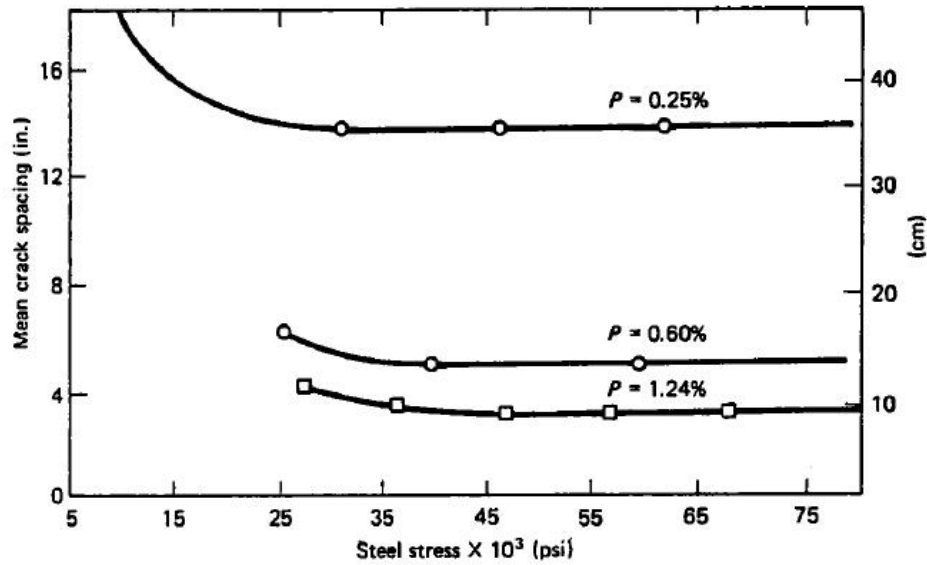


Figure 7.27 Reinforcement percentage effect on the relationship between crack spacing and incremental reinforcement stress.

មានស្នាមប្រេះនៅក្នុងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងខុសគ្នាពីនៅក្នុងបេតុងអារម៉េដាយសារការសង្កត់មុន (initial imposed precompression) ។ ហើយឥទ្ធិពលនៃលក្ខខណ្ឌបរិស្ថានប៉ះពាល់យ៉ាងខ្លាំងនៅក្នុងករណីអង្កត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងដោយសារបញ្ហាច្រែស្តីនៅក្នុង tendon ។ ការផ្តល់ឱ្យនេះសន្មតថាគំណាតរបស់ bonded tendon មិនគួរធំជាង 2/3 នៃគំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមាសម្រាប់ដែកមិនរងប្រែក្នុងត្រាំង ។ សមីការសម្រាប់អង្កត់រងប្រែក្នុងត្រាំងក្លាយជា

$$s = \frac{2}{3} \left(\frac{540}{\Delta f_s} - 2.5c_s \right) \quad (7.40)$$

ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាង $8(36/\Delta f_s)$ ។

សម្រាប់ខ្នាត SI, សមីការនេះក្លាយជា

$$s = \frac{2}{3} \left(\frac{95,000}{\Delta f_s} - 2.5c_s \right) \quad (7.41)$$

ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាង $200(252/\Delta f_s)$ ដែល Δf_s គិតជា MPa និង c_s គិតជា mm ។

Δf_s = ភាពខុសគ្នារវាងក្នុងត្រាំងដែលគណនានៅក្នុងដែកប្រែក្នុងត្រាំងក្រោមអំពើ service load ដែល

ផ្អែកលើ cracked section analysis ហើយ decompression stress f_{dc} នៅក្នុងដែកប្រែក្នុងត្រាំង ។

c_c = clear cover ពីផ្ទៃរងការទាញជិតបំផុតទៅដែករងការទាញដោយសារពត់ ។

៧.១៣.ច. ឥទ្ធិពលរយៈពេលយូរទៅលើការរីកធំនៃទំហំស្នាមប្រេះ

Long-Term Effects on Crack-width Development

ការសិក្សាដែលមានការកំណត់លើការរីកធំ និងការកើនឡើងនៃស្នាមប្រេះទៅតាមពេលវេលាជា sustained loading និង cyclic loading បង្កើនបរិមាណ microcracking នៅក្នុងបេតុង ។ ហើយ micro-cracking ដែលកើតមានក្រោមអំពើ service load នៅក្នុង partially prestressed beams ហាក់មិនជះឥទ្ធិពលលើលើស៊ីស្តង់ ឬ serviceability របស់អង្គត់បេតុងទេ ។ ប៉ុន្តែ macroscopic crack ពិតជាមានឥទ្ធិពល ជាពិសេស ច្រើនស៊ីដេក និង appearance ។ ដូចនេះ ការកើនឡើងនៃទំហំស្នាមប្រេះ ដែលបណ្តាលពី sustained loading ជះឥទ្ធិពលយ៉ាងខ្លាំងដល់ភាពរឹងមាំ (durability) របស់អង្គត់ប្រេកុងត្រាំងដោយមិនគិតថាអង្គត់ប្រេកុងត្រាំងនេះ មានរាងជារង្វង់ (ដូចជាអាង) ឬជាបន្ទាត់ (ដូចជាផ្លូវ) ។ ព័ត៌មានដែលទទួលបានពី sustained load test រហូតដល់ទៅពីរឆ្នាំ និង fatigue test រហូតដល់ទៅមួយឆ្នាំបង្ហាញថាគេអាចរំពឹងនឹងទទួលបានទំហំស្នាមប្រេះធំជាងពីរដង ។ ដូចនេះ វិស្វករត្រូវវិនិច្ឆ័យដោយគិតពីទំហំស្នាមប្រេះអនុគ្រោះក្រោមអំពើលក្ខខណ្ឌបន្ទុករយៈពេលយូរ ។

Table 7.9 Maximum Tolerable Flexural Crack Widths

Exposure condition	Crack width	
	in.	mm
Dry air or protective membrane	0.016	0.41
Humidity, moist air, soil	0.012	0.30
De-icing chemicals	0.007	0.18
Seawater and seawater spray; wetting and drying	0.006	0.15
Water-retaining structures (excluding nonpressure pipes)	0.004	0.10

៧.១៣.ឆ. ទំហំស្នាមប្រេះអនុគ្រោះ (Tolerable Crack-widths)

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមាដែលត្រឡប់បង្កគួរអនុគ្រោះអាស្រ័យនឹងតួនាទីរបស់អង្គត់ និងលក្ខខណ្ឌបរិយាកាសដែលត្រឡប់បង្កស្ថិតនៅ ។ តារាង ៧.៩ ពី ACI Committee 224 បង្ហាញពីទំហំស្នាមប្រេះដែលអនុញ្ញាតនៅក្នុងគ្រឿងបង្កបេតុងក្រោមលក្ខខណ្ឌបរិយាសផ្សេងៗ ។

៧.១៤. ការគណនាទំហំ និងគំណាតស្នាមប្រេះនៅក្នុង Pretensioned T-Beam ដែលមិនមានដែកធម្មតា Crack Width and Spacing Evaluation in Pretensioned T-Beam without Mild Steel

ឧទាហរណ៍ ៧.១០: ផ្ទឹមបេតុងប្រេកុងត្រាំងរងការទាញជាមុនមានមុខកាត់អក្សរ T ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.២៨ ។ រវាងប្រេកុងត្រាំងជាមុនជាមួយនឹង 7-wire strand 270-K grade អង្កត់ផ្ចិត 7/16in.(11.11mm) ចំនួន 15 ។ ទី

តាំងរបស់អ័ក្សលើត និងទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកក៏បង្ហាញនៅក្នុងរូបដែរ។ $f'_c = 5,000 \text{ psi}$, $E_c = 57,000\sqrt{f'_c}$ ហើយ $E_s = 28 \cdot 10^6 \text{ psi}$ ។ រក stabilized crack spacing មធ្យម និងទំហំស្នាមប្រេះនៅត្រង់នីវ៉ូដែក ក៏ដូចនៅត្រង់ផ្ទៃរងការទាញរបស់ផ្ទៃមេក្រោមអំពើ $\Delta f_s = 30 \cdot 10^3 \text{ psi}$ ។ សន្មតថាមិនមានការបាក់ដោយកម្លាំងកាត់ និងដោយភាពស្មិតកើតឡើងទេ។

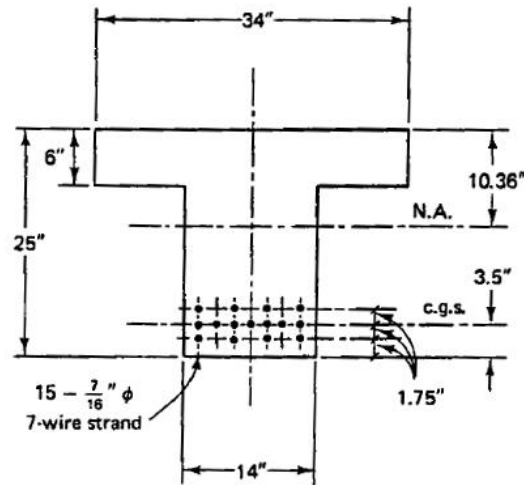


Figure 7.28 Beam cross section in Example 7.10.

ដំណោះស្រាយ:

Mean stabilized crack spacing

$$A_t = 7 \times 14 = 98 \text{ in.}^2$$

$$\sum o = 15\pi D = 15\pi \left(\frac{7}{16} \right) = 20.62 \text{ in.}$$

$$a_{cs} = 1.2 \left(\frac{A_t}{\sum o} \right) = 1.2 \left(\frac{98}{20.62} \right) = 5.7 \text{ in. (145 mm)}$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់នីវ៉ូដែក

$$w_{\max} = 5.85 \cdot 10^{-5} \left(\frac{A_t}{\sum o} \right) \Delta f_s = 5.85 \cdot 10^{-5} \left(\frac{98}{20.62} \right) 30$$

$$= 834.1 \cdot 10^{-5} \text{ in.} \cong 0.0083 \text{ in. (0.21 mm)}$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់ផ្ទៃរងការទាញរបស់ផ្ទៃមេ

$$R_i = \frac{25 - 10.36}{25 - 10.36 - 3.5} = 1.31$$

$$w'_{\max} = w_{\max} R_i = 0.0083 \times 1.31 = 0.011 \text{ in. (0.28 mm)}$$

៧.១៥. ការគណនាទំហំ និងគំណត់ស្នាមប្រេះនៅក្នុង Pretensioned T-Beam ដែលមានដែកមិន

រងប្រែក្នុងត្រាំង

Crack Width and Spacing Evaluation in Pretensioned T-Beam Containing Nonprestressed Steel

ឧទាហរណ៍ ៧.១១: ផ្ទឹមនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.១០ ក៏មានដែកធម្មតាមិនរងប្រែក្នុងត្រាំង 3#6 ដូចបង្ហាញនៅក្នុង

រូបទី ៧.២៩ ។ កំណត់គំណត់ និងស្នាមប្រេះសម្រាប់ incremental steel stress $\Delta f_s = 30,000 \text{ psi} (207 \text{ MPa})$ ។

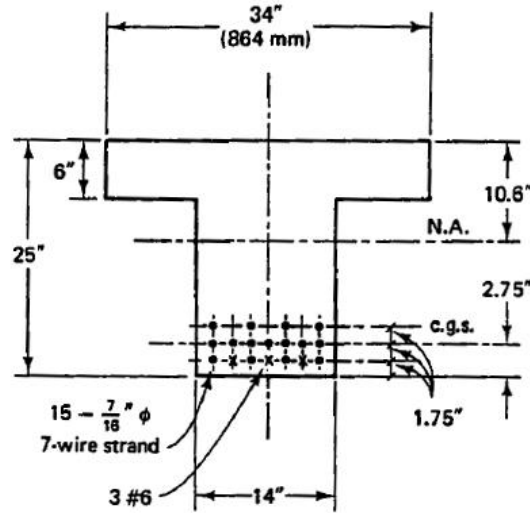


Figure 7.29 Beam cross section in Example 7.11.

ដំណោះស្រាយ:

Mean stabilized crack spacing

$$A_t = 14 \left(3 \times 1.75 + \frac{1}{2} \times \frac{7}{16} + 1 \frac{3}{8} \right) = 14 \times 6.84 = 95.8 \text{ in.}^2$$

$$\sum o = 20.62 + 3 \times 2.36 = 27.70 \text{ in.}$$

$$a_{cs} = 1.2 \left(\frac{A_t}{\sum o} \right) = 1.2 \left(\frac{95.8}{27.7} \right) = 4.15 \text{ in.} (105 \text{ mm})$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់និរ្ន័យដែក

$$\begin{aligned} w_{\max} &= 5.85 \cdot 10^{-5} \left(\frac{A_t}{\sum o} \right) \Delta f_s = 5.85 \cdot 10^{-5} \left(\frac{95.8}{27.7} \right) 30 \\ &= 606.9 \cdot 10^{-5} \text{ in.} \approx 0.0061 \text{ in.} (0.15 \text{ mm}) \end{aligned}$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់ផ្ទៃរងការទាញរបស់ផ្ទឹម

$$R_i = \frac{25 - 10.6}{25 - 10.6 - 2.75} = 1.24$$

$$w'_{\max} = w_{\max} R_i = 0.0061 \times 1.24 = 0.007 \text{ in.} (0.18 \text{ mm})$$

៧.១៦. ការគណនាទំហំ និងគំណតស្នាមប្រេះនៅក្នុង Pretensioned I-Beam ដែលមានដែកធម្មតា

មិនរងប្រកុងត្រាំង

Crack Width and Spacing Evaluation in Pretensioned I-Beam Containing Nonprestressed Mild Steel

ឧទាហរណ៍ ៧.១២: Pretensioned prestressed concrete I-beam មានរាងធរណីមាត្រដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត ៧.៣០ ។ វារងប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹង 7-wire 270-K grade low-relaxation strand អង្កត់ផ្ចិត $7/16in.$ ($11.11mm$) ចំនួន 20 និងដែកធម្មតា 4#7 ដែលមាន yield strength $f_y = 60,000 psi$ ។ គណនា mean stabilized crack spacing និងទំហំស្នាមប្រេះនៅត្រង់នីវ៉ូដែក ក៏ដូចជានៅត្រង់ផ្ទៃរងការទាញក្រោម incremental steel stress $\Delta f_s = 20,000 psi (138MPa)$ ។ ដោយសន្មតថាមិនមានការបាក់ដោយកម្លាំងកាត់ ឬ ដោយភាពស្មិតរវាងដែក និងបេតុងកើតឡើង ហើយត្រូវពិនិត្យថាទំហំស្នាមប្រេះដែលកើតមានបំពេញលក្ខខណ្ឌ គ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះសម្រាប់ការសំអាតព្រិលដោយប្រើសារធាតុគីមី (deicing chemical) ។

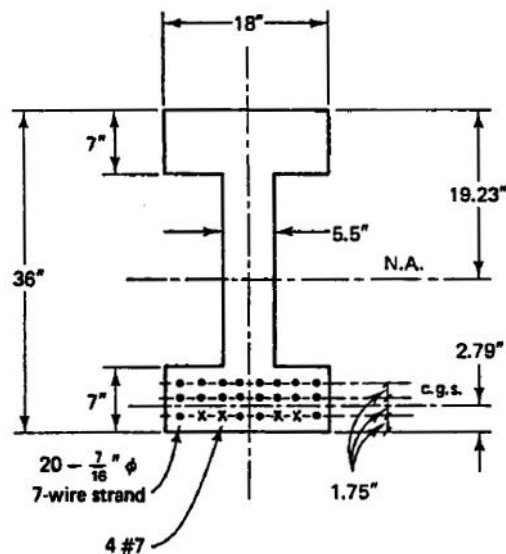


Figure 7.30 Beam cross section in Example 7.12.

ដំណោះស្រាយ: $\Delta f_s = 20,000 psi (138MPa)$

Mean stabilized crack spacing

$$A_t = 18 \left(3 \times 1.75 + \frac{1}{2} \times \frac{7}{16} + 1 \times \frac{5}{16} \right) = 122.06 in.^2$$

$$\sum o = 20\pi D + 4 \times 2.75 = 20\pi \times \frac{7}{16} + 4 \times 2.75 = 38.49 in.$$

$$a_{cs} = 1.2 \left(\frac{A_t}{\sum o} \right) = 1.2 \left(\frac{122.06}{38.49} \right) = 3.8 in. (97 mm)$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់នីវ៉ូដែក

$$w_{\max} = 5.85 \cdot 10^{-5} \left(\frac{A_t}{\Sigma o} \right) \Delta f_s = 5.85 \cdot 10^{-5} \left(\frac{122.06}{38.49} \right) 20$$

$$= 371.0 \cdot 10^{-5} \text{ in.} \cong 0.0037 \text{ in.} (0.1 \text{ mm})$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់ផ្នែកកណ្តាលរបស់ថ្នើម

$$R_i = \frac{36 - 19.23}{36 - 19.23 - 2.79} = 1.2$$

$$w'_{\max} = w_{\max} R_i = 0.0037 \times 1.2 = 0.0044 \text{ in.} (0.1 \text{ mm})$$

ទំហំស្នាមប្រេះអនុញ្ញាតអតិបរមាសម្រាប់ការសំអាតព្រីល

ពីតារាង ៧.៩. ទំហំស្នាមប្រេះអនុញ្ញាតអតិបរមាសម្រាប់ការសំអាតព្រីលគឺ $w_{\max} = 0.007 > 0.004 \text{ in.}$ ។

ដូចនេះតម្រូវការ serviceability គឺគ្រប់គ្រាន់ ។

៧.១៧. ការគណនាទំហំ និងគំណតស្នាមប្រេះនៅក្នុង Post-tensioned T-Beam ដែលមានដែក

មិនរងប្រកុងត្រាំង

Crack Width and Spacing Evaluation in Post-tensioned T-Beam Containing Nonprestressed Steel

ឧទាហរណ៍ ៧.១៣: Post-tensioned prestressed concrete beam មានមុខកាត់អក្សរ T ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៧.៣១ ។ វាមានប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹង 7-wire 270-K grade low-relaxation strand អង្កត់ផ្ចិត $7/16 \text{ in.} (11.11 \text{ mm})$ ចំនួន 12 និងពង្រឹងបន្ថែមដោយដែកធម្មតា 4#6 ។ ទីតាំងរបស់អ័ក្សរលើត និងទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបផងដែរ ។ សន្មតថា $f'_c = 5,000 \text{ psi}$, $E_c = 57,000 \sqrt{f'_c}$ ហើយ $E_s = 28,000 \text{ psi}$ ។ កំណត់ mean stabilized crack spacing និងទំហំស្នាមប្រេះនៅនិវ្វិដែក ក៏ដូចនៅត្រង់ផ្នែកកណ្តាលរបស់ថ្នើមក្រោមអំពើ $\Delta f_s = 30,000 \text{ psi}$ ដែលសន្មតថាមិនមានការបាក់ដោយកម្លាំងកាត់ ឬដោយភាពស្អិតកើតឡើងទេ ។ បន្ទាប់មក កំណត់ថាថ្នើមបំពេញ serviceability criteria សម្រាប់គ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះសម្រាប់បរិយាកាសសើម (humidity and moist air) ។

ដំណោះស្រាយ: $\Delta f_s = 30,000 \text{ psi} (207 \text{ MPa})$

Mean stabilized crack spacing

$$A_t = 18 \times 12 = 96 \text{ in.}^2$$

$$\Sigma o = 12\pi \times \frac{7}{16} + 4 \times 2.36 = 25.93 \text{ in.}$$

$$a_{cs} = 1.54 \left(\frac{A_t}{\Sigma o} \right) = 1.54 \left(\frac{96}{25.93} \right) = 5.70 \text{ in.} (145 \text{ mm})$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់និវ្វិដែក

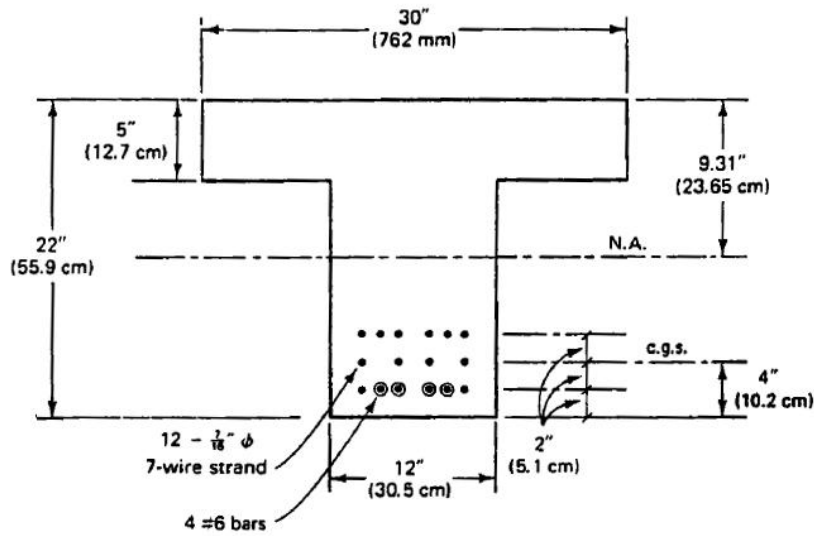


Figure 7.31 Beam cross section in Example 7.13.

$$w_{\max} = 6.51 \cdot 10^{-5} \left(\frac{A_t}{\sum o} \right) \Delta f_s = 6.51 \cdot 10^{-5} \left(\frac{96}{25.93} \right) 30$$

$$= 0.0072 \text{ in. (0.18 mm)}$$

ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅត្រង់ផ្នែកកណ្តាលរបស់ផ្ទាំង

$$R_i = \frac{22 - 9.31}{22 - 9.31 - 4} = 1.46$$

$$w'_{\max} = w_{\max} R_i = 0.007 \times 1.46 = 0.0102 \text{ in. (0.26 mm)}$$

ទំហំស្នាមប្រេះអនុញ្ញាតអតិបរមាសម្រាប់បរិយាកាសសើម (humidity)

ពីតារាង ៧.៩, ទំហំស្នាមប្រេះអនុញ្ញាតអតិបរមាសម្រាប់ស្ថានភាព humidity គឺ 0.012 in. (0.3 mm)

> 0.0102 in. (0.26 mm) ។ ដូចនេះតម្រូវការ serviceability គឺគ្រប់គ្រាន់ ។

ចំណេទ

៧.១. គណនាភាពកោង និងភាពងាប់ភ្លាមៗ និងរយៈពេលយូររបស់ថ្នើម AASTHO នៃឧទាហរណ៍ ៤.២ សម្រាប់ ៧ថ្ងៃ ៣០ថ្ងៃ ១៨០ថ្ងៃ ៣៦៥ថ្ងៃ និង៥ឆ្នាំ ដោយ (a) multipliers method (b) incremental time-step method និង (c) approximate time-steps method ។ បន្ទាប់មករៀបជាតារាង និងធ្វើការប្រៀបធៀបលទ្ធផលទាំងនេះ ។ តើភាពងាប់ស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាតរបស់ AASTHO ឬទេ? គេឱ្យ $f'_c = 6,000 \text{ psi}$ ។

៧.២. ថ្នើមបេតុងទម្ងន់ស្រាលអក្សរ T ខុបទម្រសាមញ្ញដែលមានប្រវែងល្វែង $68 \text{ ft}(20.7 \text{ m})$ រងបន្ទុកកម្រាលផ្ទៃខាងលើ $W_{SD} = 250 \text{ plf}(3.65 \text{ kN} / \text{ m})$ និងបន្ទុកអថេរ $W_L = 300 \text{ plf}(4.38 \text{ kN} / \text{ m})$ ។ គណនាភាពកោង និងភាពងាប់ភ្លាមៗរបស់ថ្នើមនេះដោយ bilinear method និងគណនាភាពងាប់អាស្រ័យនឹងពេល (time-dependent deflection) នៅអំឡុង ៧ថ្ងៃ ៣០ថ្ងៃ ៩០ថ្ងៃ និង៣៦៥ថ្ងៃដោយប្រើ PCI multipliers method និងផ្ទៀងផ្ទាត់ថាវាស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់ ACI សម្រាប់លក្ខខណ្ឌដែលអង្កត់មិនមែនគ្រឿងបង្កើនមិនទំនង ធ្វើឱ្យមានភាពងាប់ធំកើតឡើង ។ ប្រើរូប P.7.2 និងទិន្នន័យខាងក្រោម

	អសមាស	សមាស
$A_c, \text{in.}^2$	615(3,968 cm^2)	855
$I_c, \text{in.}^4$	59,720(24.9 $\times 10^5 \text{ cm}^4$)	82,723
$r^2, \text{in.}^2$	97	97
$c_b, \text{in.}$	21.98(558 mm)	25.37
$c_t, \text{in.}$	10.02(255 mm)	8.63
$S_b, \text{in.}^3$	2,717(4.5 $\times 10^4 \text{ cm}^3$)	3,261
$S^t, \text{in.}^3$	5,960(9.8 $\times 10^4 \text{ cm}^3$)	9,587
W_d, plf	491(7.15 $\text{kN} / \text{ m}$)	741

$$V / S = 615 / 346 = 1.69(4.3 \text{ cm})$$

$$RH = 75\%$$

$$e_c = 18.73 \text{ in.}(476 \text{ mm})$$

$$e_e = 12.81 \text{ in.}(325 \text{ mm})$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi}(34.5 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ស្រាល}$$

$$f'_{ci} = 3,750 \text{ psi}(25.7 \text{ MPa})$$

$$f_t \text{ នៅសរសៃខាងក្រោម} = 12\sqrt{f'_c} = 849 \text{ psi}(5.6 \text{ MPa})$$

A_{ps} = low-relaxation steel អង្កត់ផ្ចិត $0.5in.(12.7mm)$ ចំនួន 12 ដែល depressed នៅត្រង់តែ
កណ្តាលល្វែងប៉ុណ្ណោះ

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi}(1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 189,000 \text{ psi}(1,303 \text{ MPa})$$

$$f_{py} = 260,000 \text{ psi}(1,793 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 28.5 \times 10^6 \text{ psi}(196 \text{ GPa})$$

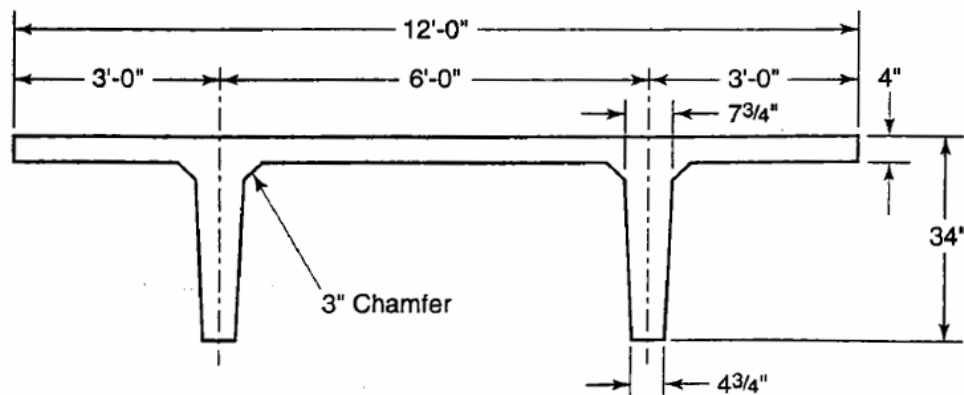


Figure P7.2

៧.៣. កំណត់ទំហំស្នាមប្រេះ និងគំណាតស្នាមប្រេះមធ្យមនៅក្នុងផ្ទៃម T ខុបរបស់ចំណោទ ៧.២ សម្រាប់កំណើន
ក្នុងត្រាំង $15,000 \text{ psi}(103 \text{ MPa})$ ពីក្រោយស្ថានភាពដកកម្លាំងសង្កត់ (decompression state) ។ ដូចគ្នា ចូរ
កំណត់ថាតើទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមាដែលទទួលបានបំពេញលក្ខខណ្ឌតម្រូវការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះសម្រាប់បរិស្ថាន
សំណើមឬអត់ ។

៧.៤. ផ្ទៃម bonded T ខុបទម្រសាមញ្ញមានប្រវែងល្វែង 50 ft និងរងអំពើបន្ទុកអថេររាយស្មើ $1,250 \text{ plf}$ និង
រងអំពើបន្ទុកថេរ 200 plf ។ គេឱ្យលក្ខណៈធរណីមាត្រ និងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាដូចខាងក្រោម៖

$$A_c = 615 \text{ in.}^2$$

$$I_c = 59,720 \text{ in.}^4 (77,118 \text{ in.}^4)$$

$$S_b = 2,717 \text{ in.}^3 (3,142 \text{ in.}^3)$$

$$S'_t = 5,960 \text{ in.}^3 (8,150 \text{ in.}^3)$$

$$W_D = 641 \text{ plf} (491 \text{ plf})$$

$$V / S = 1.69 \text{ in.}$$

$$f'_c = 5,000 \text{ psi} \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_c = 2,250 \text{ psi}$$

$$f'_{ci} = 3,750 \text{ psi}$$

$$f_{ti} = 184 \text{ psi}$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi}$$

$$f_{py} = 235,000 \text{ psi}$$

$$f_{pi} = 195,000 \text{ psi}$$

$$E_{ps} = 28 \times 10^6 \text{ psi}$$

$$c_b = 21.98 \text{ in.} (24.54 \text{ in.})$$

$$c_t = 10.02 \text{ in.} (9.46 \text{ in.})$$

$$RH = 70\%$$

$$f_{ci} = 2,250 \text{ psi}$$

$$f_t = 849 \text{ psi}$$

$$f_{pe} = 150,000 \text{ psi}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi}$$

$$A_{ps} = \text{seven-wire low-relaxation strands អង្កត់ផ្ចិត } 0.5 \text{ in.} (12.7 \text{ mm}) \text{ ចំនួន } 16 \text{ ។}$$

តម្លៃនៅក្នុងវាំងក្រចកសម្រាប់មុខកាត់សមាសដែលបណ្តាលពីកម្រាលផ្ទៃខាងលើកម្រាស់ 2 in. ។

- រកចំណាកផ្ចិត e_c និង e_e ដែលនឹងធ្វើឱ្យមានកុងត្រាំងទាញ $f_t = 750 \text{ psi}$ នៅសរសៃខាងក្រោមនៅត្រង់កណ្តាលល្វែងក្រោមឥទ្ធិពលបន្ទុកធ្វើការ និងកុងត្រាំងទាញក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាតនៅត្រង់មុខកាត់ទម្រ ។
- កំណត់ភាពកោង និងភាពងាប់រយៈពេលវែងរបស់ផ្ទឹមដោយ approximate time-step procedure សម្រាប់ $t = 7$ ថ្ងៃ និង $t = 180$ ថ្ងៃ ដោយសន្មត់ថាមេគុណ ultimate creep $C_u = 2.35$ ។ ប្រើ moment-curvature approach ដើម្បីកំណត់ភាពកោងដើមនៅពេលផ្ទេរ តើតម្លៃទាំងនេះស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាត ACI ឬទេ?
- គណនាស្នាមប្រេះដោយសារការពត់បង្គោងក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការសម្រាប់កំណើនកុងត្រាំង $\Delta f_s = 15,000 \text{ psi}$ បន្ទាប់ពីកុងត្រាំងដកការសង្កត់ (decompression stress) ។

៧.៥. កំណត់ភាពកោង និងភាពងាប់រយៈពេលយូរនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៧.៩ ដោយ incremental time-steps method ដោយសន្មត់ថាគេប្រើ seven-wire 270K stress-relieved strands អង្កត់ផ្ចិត 0.5 in. (12.7 mm) ចំនួន 12 ដើម្បីធ្វើប្រែកុងត្រាំងទៅលើមុខកាត់ផ្ទឹម ។ គណនាទំហំស្នាមប្រេះដោយសារការពត់បង្គោងក្រោមអំពើ

បន្ទុកធ្វើការសម្រាប់កំណើនក្នុងត្រាំង $\Delta f_s = 15,000 \text{ psi}$ បន្ទាប់ពីក្នុងត្រាំងដកការសង្កត់ (decompression stress) ។

VIII. អង្គត់រងការសង្កត់ និងរងការទាញប្រែក្នុងត្រាំង

Prestressed Compression and Tension Members

៨.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

ទោះជាគេប្រើបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងយ៉ាងច្រើនសម្រាប់អង្គត់រងការពត់បង្គោល ដូចជាផ្ទាំង និងកម្រាលខណ្ឌ ក៏ដោយ ក៏វាត្រូវបានគេប្រើសម្រាប់អង្គត់រងកម្លាំងតាមអ័ក្ស (axially loaded member) ដូចជាសសរវែង (អង្គត់រងការសង្កត់) និងអង្គត់ចំណង (tie) សម្រាប់អង្គត់រាងធ្នូ (arch) និង truss elements (អង្គត់រងការទាញ) ។ ប៉ុន្តែ មិនទាន់មានជើងតាងប្រើប្រែក្នុងត្រាំងទាញជាមុន ឬទាញជាក្រោយទេ ។

ទ្រឹស្តី ការវិភាគ និងការសិក្សាគណនាអង្គត់រងការសង្កត់ប្រែក្នុងត្រាំងគឺមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងអង្គត់បេតុងអារម្មើរងការសង្កត់ដែរ ។ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងតាមអ័ក្សខាងក្នុងនៅក្នុង bonded tendon មិនបានបង្កើត column action ទេ ដូចនេះ buckling មិនអាចកើតមានទេ លើកលែងតែដែកប្រែក្នុងត្រាំង និងបេតុងដែលពុំទទួលបានជុំវិញប៉ះគ្នាដោយផ្ទាល់តាមបណ្តោយប្រវែងសរុបរបស់អង្គត់ ។ ដោយសារតែបែបនេះហើយ ទើបភាពចង់កោងរបស់បេតុងនៅកណ្តាលត្រូវបានធ្វើឱ្យលឺតដោយសារឥទ្ធិពលសណ្ឋករបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងដែលបង្កប់តាមបណ្តោយអ័ក្ស ។

ជាធម្មតាសសរតែងតែរងការពត់បង្គោលបន្ថែមលើបន្ទុកតាមអ័ក្ស ដោយសារបន្ទុកខាងក្រៅកម្រចំផ្ចិតណាស់ ។ ជាលទ្ធផល មុខកាត់បេតុងរងការទាញនៅត្រង់ជ្រុងដែលនៅឆ្ងាយពីខ្សែសកម្មរបស់បន្ទុកតាមបណ្តោយជាងគេ ។ ស្នាមប្រេះកើតមានឡើង ប៉ុន្តែគេអាចការពារវាបានតាមរយៈការប្រើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងសសរ ។ ប្រសិនបើបន្ទុកអនុវត្តន៍ជាបន្ទុកចំផ្ចិត នោះកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងមិនមានសារៈសំខាន់ទេ ដោយសារគេមិនត្រូវការឱ្យក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅលើមុខកាត់បេតុងកើនឡើង ។

គេអាចពិចារណាអង្គត់រងការសង្កត់រងប្រែក្នុងត្រាំងពេញតាមបណ្តោយប្រវែងរបស់វាប្រសិនបើមិនមានកំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅខាងចុងរបស់វាទេនោះ ។ ប្រសិនបើកើតមានកំហុសបង់ដោយផ្នែក (partial loss) គេត្រូវពិចារណាកំណត់ដែកនៅក្នុង development zone មិនមានរងប្រែក្នុងត្រាំង ហើយគេត្រូវគិតមុខកាត់នៅតំបន់ខាងចុងជាមុខកាត់បេតុងអារម្មើរបន្ទុកចាកផ្ចិត ។

ជាធម្មតាអង្គត់រងការទាញតែងតែកម្លាំងទាញដោយផ្ទាល់តែប៉ុណ្ណោះ ។ អង្គត់ទាំងនេះភាគច្រើនជាអង្គត់រាងជាបន្ទាត់ ដូចជា railroad ties, restraining tie សម្រាប់ arch bridges, អង្គត់រងការទាញនៅក្នុង truss និង foundation anchorage សម្រាប់គ្រឿងបង្កប់បំប៉ន ។ អង្គត់រងការទាញក៏អាចមានរាងរង្វង់ ឬប៉ារ៉ាបូលផងដែរ ដូចជា witness prestressed circular container ឬ catenary-shaped bridge elements ។ តួនាទី

ចំបងរបស់អង្គតំរងការទាញគឺការការពារស្នាមប្រេះរបស់វាក្រោមអំពើ service load និងអាចទប់ទល់ service load ខាងក្រៅ និង overload ។ ការដែលមិនមានស្នាមប្រេះគឺការការពារច្រែះស៊ីដែក និងលក្ខខណ្ឌបរិស្ថានផ្សេងៗ ។

៨.២. អង្គតំរងការសង្កត់ប្រកុងត្រាំង: អន្តរអំពើរវាងបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់នៅក្នុងសសរ និងសសរត្រឹះ

Prestressed Compression Members: Load-Moment Interaction in Columns and Piles

ដើម្បីកំណត់ nominal strength របស់សសរក្រោមអំពើបន្ទុកចំណាកផ្ចិតផ្សេងៗ គេចាំបាច់ត្រូវគណនា លទ្ធភាពផ្សេងនៃបន្ទុករវាង ultimate nominal loads P_n និង ultimate nominal moments M_n ដែល ឱ្យដោយ

$$M_n = P_n e_i \quad (8.1)$$

ដែល e_i ជាចំណាកផ្ចិតរបស់បន្ទុកក្រោមអំពើនៃបន្ទុករវាងបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់ផ្សេងៗ ។ ដ្យាក្រាមនៃទំនាក់ទំនងរវាង P_n និង M_n ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងដ្យាក្រាម interaction នៃរូបទី ៨.១ សម្រាប់សសរមិនស្រាវ (បាក់ដោយ សារសម្ពាធនៈ) និងសសរស្រាវ (បាក់ដោយសារស្ថិរភាព) ។ នៅក្នុងសសរខ្លី ការបាក់កើតមានដោយសារបន្ទុកឈាន ទៅដល់ចំណុច A តាមបណ្តោយគន្លង OA ហើយ concrete arches នៅត្រង់ជ្រុងរងការសង្កត់ ។ សម្រាប់សសរ ស្រាវ តម្លៃរបស់បន្ទុកអតិបរមាឈានទៅដល់ចំណុច B តាមបណ្តោយគន្លង OBC ដែលកាត់នឹង interaction diagram នៅត្រង់ចំណុច C ។ អស្ថិរភាពកើតមាននៅពេលដែលបន្ទុកឈានទៅដល់បន្ទុកគ្រោះថ្នាក់ (critical load) ។

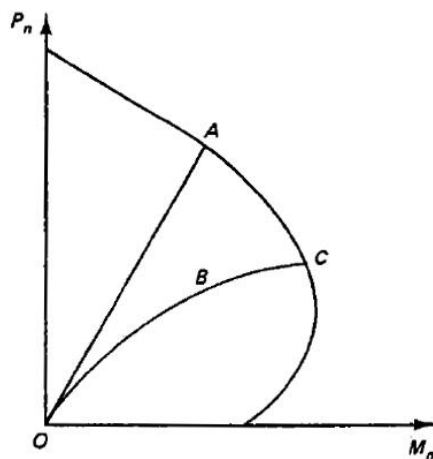


Figure 8.1 Basic interaction diagram for columns. (a) Path OA for material failure in nonslender column. (b) Path OBC for buckling failure of slender column.

ការសន្មត់ជាមូលដ្ឋានសម្រាប់សសរបេតុងប្រកុងត្រាំងមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងការសន្មត់សម្រាប់ សសរបេតុងអារម៉ែដែរ ។ ការសន្មត់ទាំងនោះមានដូចខាងក្រោម៖

1. ការពង្រាយបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងបេតុងប្រែប្រួលជាលក្ខណៈបន្ទាត់ទៅតាមកម្ពស់មុខកាត់ ។
2. ការពង្រាយក្នុងត្រាំងនៅក្នុងតំបន់រងការសង្កត់មានរាងប៉ារ៉ាបូល ហើយត្រូវបានជំនួសដោយប្លុក
ធាតុកោណសមាមាត្រនៅក្នុងការវិភាគ និងការសិក្សាគណនា ។
3. គេស្គាល់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់បេតុង និងរបស់ដែកប្រក្រតី
ត្រាំង ។
4. Crushing strain របស់បេតុងដោយសារបន្ទុកការពត់បង្គោល និងកម្លាំងតាមអ័ក្សនៅត្រង់សរសៃខាង
ក្រៅបំផុតគឺ $\epsilon_c = 0.003in./in.$ ហើយ crushing strain មធ្យមនៅត្រង់ពាក់កណ្តាលកម្ពស់របស់
មុខកាត់ដែលបន្ទុកតាមអ័ក្សជាសំខាន់គឺ $\epsilon_0 = 0.002in./in.$ ។
5. គេគិតថាមុខកាត់បាក់នៅពេលដែលបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់សរសៃរងការ
សង្កត់ខាងក្រៅបំផុតឈានទៅដល់ $\epsilon_c = 0.003in./in.$ ឬ $\epsilon_0 = 0.002in./in.$ នៅត្រង់ពាក់កណ្តាល
កម្ពស់របស់មុខកាត់ ។ ចំណាំថា $\epsilon_c = 0.003in./in.$ ជាតម្លៃដែលប្រើនៅក្នុង ACI Code ប៉ុន្តែ
code ដទៃទៀតប្រើតម្លៃធំជាងនេះគឺ 0.0035 ឬ 0.0038 ។
6. គេសន្មត់ថាមានភាពត្រូវគ្នានៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប (compatibility of strain) រវាងបេតុង
និងដែកប្រក្រតីត្រាំង ។

ទម្រង់នៃការបាក់ក៏មានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងការបាក់របស់សរសៃបេតុងអារម៉េផងដែរ:

1. ការបាក់ដោយការសង្កត់ដំបូង (initial compression failure), ចំណាកផ្ចិតតូច ។ ទម្រង់នៃការបាក់
នេះ កើតមាននៅពេលបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់ជ្រុងដែលបន្ទុកឈានដល់
 $\epsilon_{cu} = 0.003in./in.$ ខណៈដែលបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងដែកប្រក្រតីត្រាំងដែលនៅជ្រុង
ឆ្ងាយម្ខាងទៀតមានតម្លៃទាបជាង yield strain ។ ចំណាកផ្ចិត e របស់បន្ទុកតាមអ័ក្សមានតម្លៃតូច
ជាង balanced eccentricity e_b ។
2. ការបាក់ដោយការទាញដំបូង (initial tension failure), ចំណាកផ្ចិតធំ ។ ទម្រង់នៃការបាក់នេះ
បញ្ហាសពីទម្រង់នៃការបាក់លើកមុន ។ បេតុងនៅជ្រុងឆ្ងាយ yield មុនបេតុងបែកត្រង់ជ្រុងដែលបន្ទុក
បន្ទុក ។ ចំណាកផ្ចិត e របស់បន្ទុកតាមអ័ក្សធំជាង balanced eccentricity e_b ។
3. Balanced state of strain, $\epsilon_t = 0.002in./in.$, balanced eccentricity ។ ទម្រង់នេះកំណត់នូវ
លក្ខខណ្ឌនៃតម្លៃម៉ូម៉ង់អតិបរមា M_{nb} នៅលើខ្សែកោងអន្តរអំពៅដែលត្រូវគ្នានឹង maximum
tensile strain នៅក្នុងស្រទាប់រងការទាញស្មើនឹង strain increment $\Delta\epsilon_{ps} = 0.0012$ ទៅ

0.002 in./in. បន្ទាប់ពី service load ។ ចំណាកផ្ចិតរបស់បន្ទុកតាមអ័ក្សត្រូវបានកំណត់ជា

balanced eccentricity e_b ។

ចំណុចសំខាន់បីនៅលើដ្យាក្រាម interaction គឺ:

1. $M_u = 0$ ដែលត្រូវគ្នាទៅនឹង $\epsilon_0 = 0.002 \text{ in./in.}$ នៅពេលបាក់ដោយសារបន្ទុកផ្ចិត P_u ។ ទីតាំងអ័ក្សពិតគឺនៅអនន្ត ។
 2. គ្មានការទាញនៅត្រង់សរសៃរងការទាញខាងក្រៅបំផុតរបស់បេតុង ហើយ $\epsilon_{cu} = 0.003 \text{ in./in.}$ នៅត្រង់សរសៃរងការសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតរបស់បេតុង ។ ទីតាំងអ័ក្សពិតស្ថិតនៅលើសរសៃរងការទាញខាងក្រៅបំផុត ។
 3. $P_u = 0$ និង $\epsilon_{cu} = 0.003 \text{ in./in.}$ នៅត្រង់សរសៃរងការសង្កត់ខាងក្រៅបំផុត ។ អ័ក្សពិតស្ថិតនៅខាងក្នុងមុខកាត់ ហើយត្រូវបានកំណត់ដោយ trail and adjustment ដោយសន្មត់កម្ពស់ c ។
- រូបទី ៨.២ បង្ហាញពីការបែងចែកក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបសម្រាប់ករណីទាំងបីខាងលើ ។

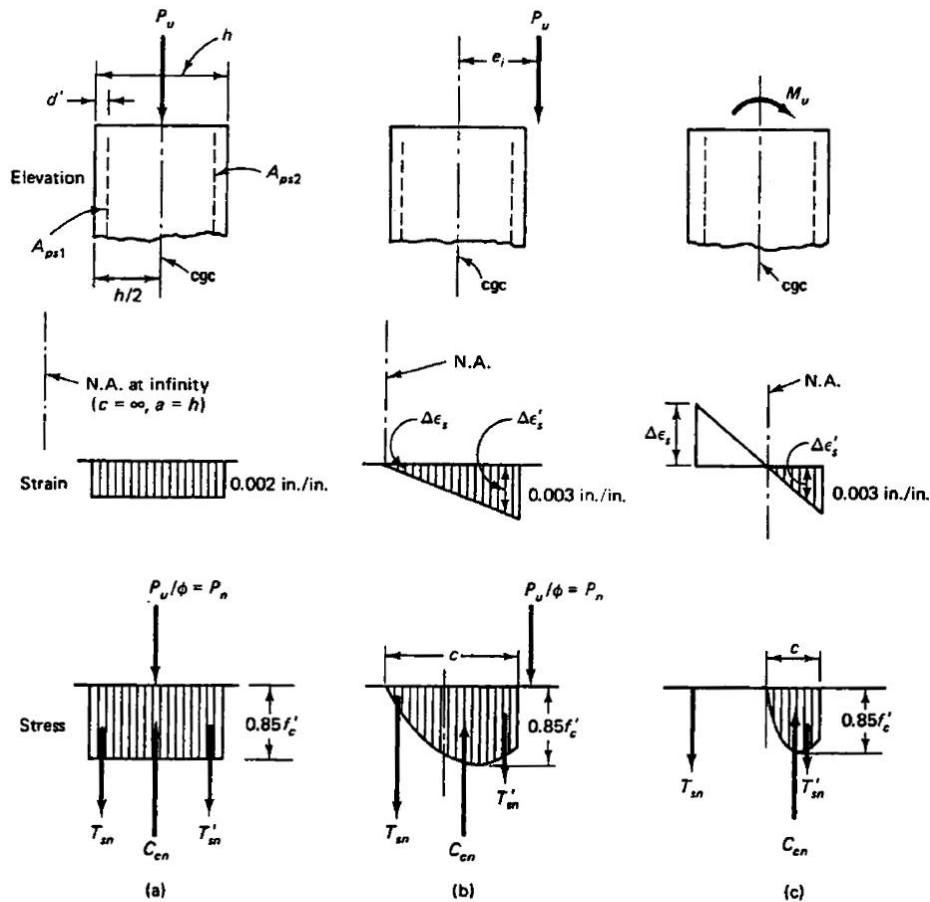


Figure 8.2 Strain and stress distribution alternatives across concrete section depth. (a) $M_u = 0$. (b) $\epsilon_c = 0.003 \text{ in./in.}$, and zero tension at the extreme tensile fibers. (c) $P_u = 0$ and $\epsilon_c = 0.003 \text{ in./in.}$ at the extreme compressive fibers.

ចំណុចដែលនៅសេសសល់នៅលើដ្យាក្រាម interaction គឺសម្រាប់ករណីដែលស្ថិតនៅចន្លោះដំណាក់កាល (a), (b) និង (c) របស់រូបទី ៨.២ ឬពីបន្ទុកចំណុចទៅដល់ការពត់បង្គោងសុទ្ធ (pure bending) ។ ក្នុងករណីរបស់សរ pure bending កំណត់ស្ថានភាពដែលមិនគិតពីផលធៀបរបស់បន្ទុកតាមអ័ក្សមេតុណ P_u លើម្ល៉ឹងពត់បង្គោង M_u ។ ការពង្រាយក្នុងត្រាំងរាងប៉ារ៉ាបូលសម្រាប់ករណី (b) និង (c) ត្រូវបានជំនួសដោយប្លុកចតុកោណសមាមាត្រដែលកម្ពស់របស់ប្លុក $a = \beta_1 c$ ដូចករណីសម្រាប់ផ្ទៃរងការពត់បង្គោងដែរ ។

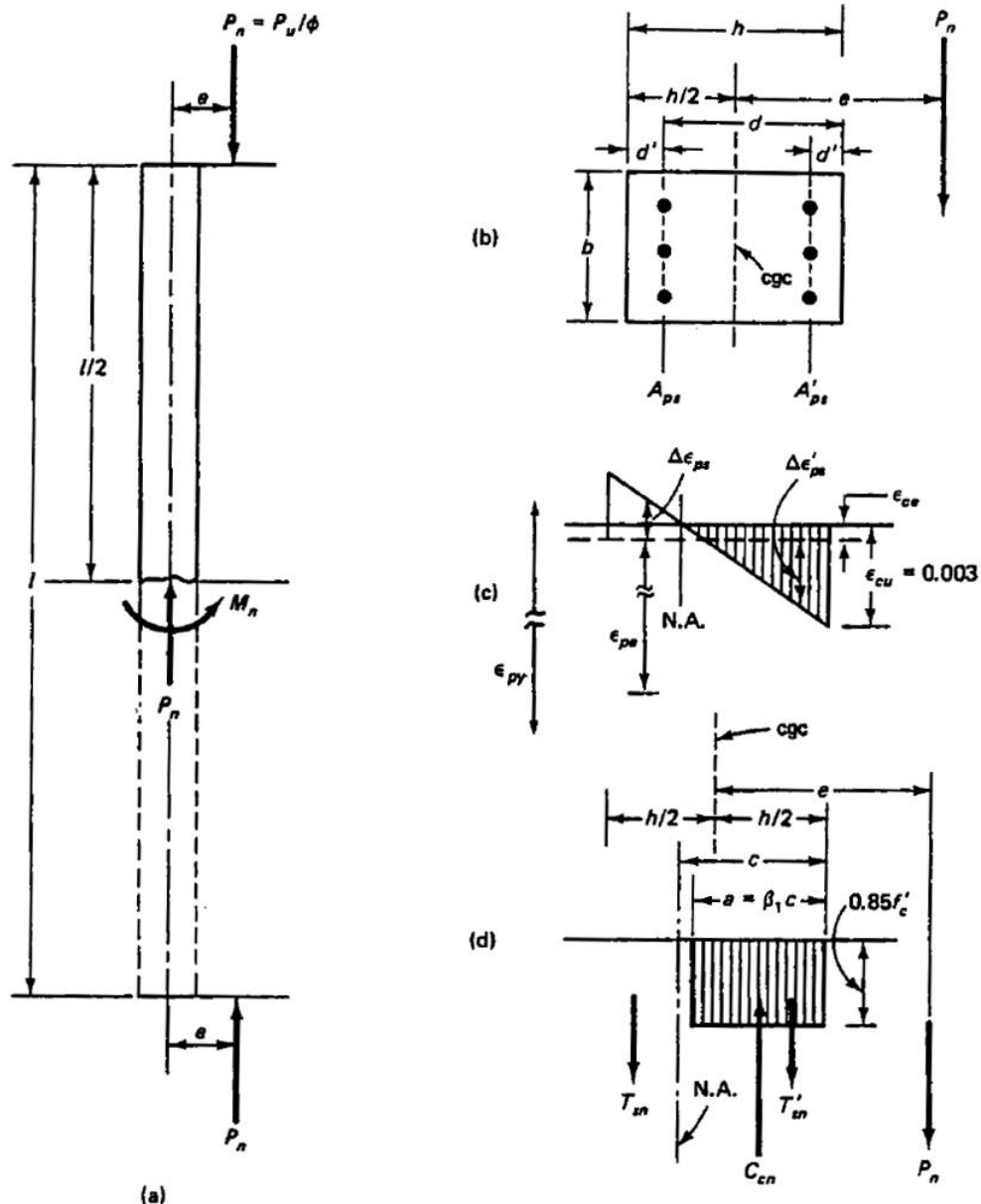


Figure 8.3 Stresses and forces in typical eccentrically loaded nonslender column. (a) Elevation. (b) Cross section. (c) Strain distribution. (d) Stresses and forces.

ករណីតំរូវនៃអង្កត់រងការសង្កត់គឺស្ថិតនៅចន្លោះដំណាក់កាល (b) និង (c) របស់រូបទី ៨.២ ។ បម្រែបម្រួលរាងធៀប កុងត្រាំង និងកម្លាំងសម្រាប់ករណីបែបនេះត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.៣ សម្រាប់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ក្រោមស្ថានភាពកំណត់នៃ ultimate load ដោយការបាក់ដោយសម្ភារៈ ។ កាត់ដ្យាក្រាមអង្គសេរី (free-body diagram) នៅត្រង់ពាក់កណ្តាលកម្ពស់របស់សសរត្រង់មុខកាត់ 1-1 មុខកាត់របស់អង្កត់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងចំណុច (b) របស់រូប ហើយបម្រែបម្រួលរាងធៀប និងកុងត្រាំងនៅពេលបាក់មាននៅក្នុងចំណុច (c) និង (d) រៀងគ្នា ។ បម្រែបម្រួលរាងធៀប ε_{ce} ជាបម្រែបម្រួលរាងធៀប uniform នៅក្នុងបេតុងក្រោមអំពើប្រែកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព ក្រោយពេល creep, shrinkage និង relaxation losses ដែលឱ្យរៀងគ្នាដូចខាងក្រោម៖

$$C_{cn} = 0.85 f'_c ba \quad (8.2a)$$

$$T'_{sn} = A'_{ps} f'_{ps} \quad (8.2b)$$

និង
$$T_{sn} = f_{ps} A_{ps1} \quad (8.2c)$$

សមីការលំនឹងរបស់កម្លាំងគឺ

$$P_n = C_{cn} - T'_{sn} - T_{sn} \quad (8.3)$$

ប្រសិនបើកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលកំហាតបង់ទាំងអស់ជា P_e នោះបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុង tendon មុននឹងការអនុវត្តរបស់បន្ទុកខាងក្រៅគឺ

$$\varepsilon_{pe} = \frac{f_{pe}}{E_{ps}} = \frac{P_e}{(A_{ps} - A'_{ps})E_{ps}} \quad (8.4a)$$

គេអាចកំណត់ការប្រែប្រួលនៃបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងក្រឡាផ្ទៃដៃកប្រែកុងត្រាំង A'_{ps} នៅពេលដែលអង្កត់រងការ សង្កត់ឆ្លងកាត់ដំណាក់កាលកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពទៅដល់ ultimate load ដូចខាងក្រោម៖

$$\Delta \varepsilon'_{ps} = \varepsilon_{cu} \left(\frac{c - d'}{c} \right) - \varepsilon_{ce} \quad (8.4b)$$

$$\Delta \varepsilon_{ps} = \varepsilon_{cu} \left(\frac{d - c}{c} \right) + \varepsilon_{ce} \quad (8.4c)$$

$$\Delta \varepsilon_p = \Delta \varepsilon_{ps} - \varepsilon_{ce} \quad (8.4d)$$

ឬ
$$T'_{sn} = A'_{ps} f'_{ps} = A'_{ps} E_{ps} (\varepsilon_{pe} - \Delta \varepsilon'_{ps})$$

$$T'_{sn} = A'_{ps} E_{ps} \left[\varepsilon_{pe} - \varepsilon_{cu} \left(\frac{c - d'}{c} \right) + \varepsilon_{ce} \right] \quad (8.5)$$

ដូចគ្នា
$$T_{sn} = A_{ps} f_{ps} = A_{ps} E_{ps} (\varepsilon_{pe} + \Delta \varepsilon_{ps})$$

 ឬ
$$T_{sn} = A_{ps} E_{ps} \left[\varepsilon_{pe} + \varepsilon_{cu} \left(\frac{d - c}{c} \right) + \varepsilon_{ce} \right] \quad (8.6)$$

ដោយគិតម៉ូម៉ង់ធៀបនឹងទំហំប្រជុំទម្ងន់ធរណីមាត្រ cgc របស់មុខកាត់គេបាន

$$M_n = P_n e = C_{cn} \left(\frac{h}{2} - \frac{a}{2} \right) - T'_{sn} \left(\frac{h}{2} - d' \right) + T_{sn} \left(d - \frac{h}{2} \right) \quad (8.7)$$

ពីសមីការ 8.2a, 8.5, 8.6 និង 8.7 គេអាចកំណត់ nominal strength P_u និង M_u សម្រាប់ចំណាកផ្ចិត e_i ផ្សេងៗ ដើម្បីសង្ខេបជាក្រាម interaction $P-M$ សម្រាប់មុខកាត់ណាមួយ ឬបង្កើត nondimensional series នៃជាក្រាម interaction $P-M$ សម្រាប់ស៊េរីស្តង់ដារផ្សេងៗ។ ស៊េរីស្តង់ដារគណនា (design strength) ត្រូវបានគណនាពីតម្លៃ nominal strength

$$P_u = \phi P_n$$

និង $M_u = \phi M_n = \phi P_n e$

ដែល ϕ ជាមេគុណកាត់បន្ថយស៊េរីស្តង់ដាររបស់អង្គភាពការសង្កត់។ ចំណាំថា តម្លៃ P_u និង M_u គណនាត្រូវមានតម្លៃក្បែរ តែមិនត្រូវតូចជាងតម្លៃ P_u និង M_u មេគុណទេ។ រូបទី ៨.៤ បង្ហាញពីជាក្រាមទំនាក់ទំនងបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់ដែលមានចំណាកផ្ចិត។

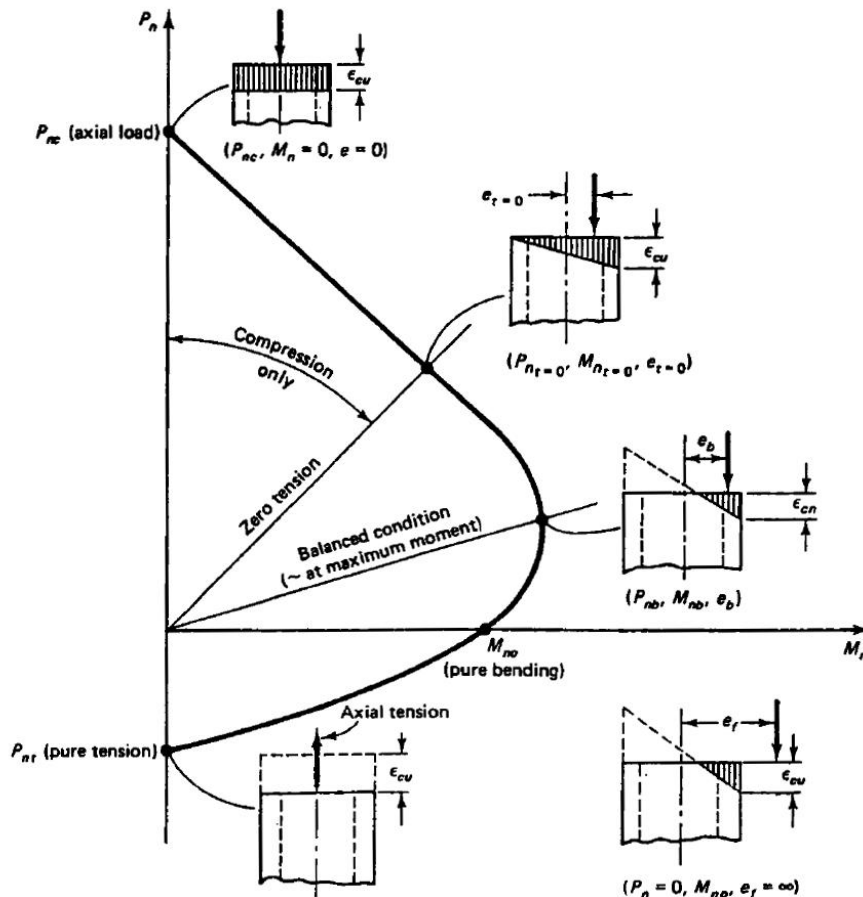


Figure 8.4 Load-moment interaction diagram controlling eccentricities.

៨.៣. មេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ ϕ (Strength Reduction Factor ϕ)

សម្រាប់អង្កត់រងការពត់បង្គោល និងរងបន្ទុកតាមអ័ក្សតូច នោះអង្កត់រងការបាក់ដោយ tension reinforcement ធ្វើការដល់ yield ហើយការធ្វើការជាលក្ខណៈស្វិត (ductile) របស់អង្កត់មានការកើនឡើង។ ដូចនេះ សម្រាប់បន្ទុកតាមអ័ក្សតូច គេអនុញ្ញាតឱ្យបង្កើនមេគុណ ϕ ពីអ្វីដែលគេបានតម្រូវសម្រាប់អង្កត់រងការសង្កត់សុទ្ធ។ នៅពេលដែលមិនមានបន្ទុកតាមអ័ក្ស អង្កត់ប្រឈមនឹងការពត់បង្គោលសុទ្ធ (pure flexure) ហើយមេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ ϕ ស្មើនឹង 0.90 ។

រូបទី ៤.៤៥ បង្ហាញពី transition zone ដែលនៅក្នុងនោះគេអាចបង្កើនមេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ ϕ ពី 0.65 សម្រាប់ tied column ទៅ 0.70 សម្រាប់ spirally reinforced column ទៅដល់ 0.90 សម្រាប់ pure flexure នៅក្នុង strain limits approach ។ Balanced limit strain សម្រាប់ compression-controlled state ត្រូវបានកំណត់ដោយ limiting strain $\epsilon_t = 0.002 \text{ in./in.}$ ឬផលធៀបកម្ពស់អ័ក្សណ្តិត $c/d_t = 0.60$ សម្រាប់អង្កត់រងការសង្កត់។ គេអាចពិចារណាតម្លៃ $\phi P_n = 0.10 f'_c A_g$ ជា design axial load ដែលតំលៃតូចជាងនេះ គេអាចបង្កើនតម្លៃ ϕ ដោយសុវត្ថិភាពសម្រាប់អង្កត់រងការសង្កត់ភាគច្រើនដែលស្ថិតនៅក្នុង transition zone នៃ រូបទី ៤.៤៥ ។ គេអាចធ្វើ interpolation នៃតម្លៃ ϕ សម្រាប់ transition zone ពី limit strain state រងការសង្កត់ ($\epsilon_t = 0.002$) ទៅ limit strain state រងការទាញ ($\epsilon_t = 0.005$) ដូចនៅក្នុងសមីការ 4.36 (a) និង 4.36 (b) ដូចខាងក្រោម៖

(a) ϕ ជាអនុគមន៍នៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប

Tied section:

$$0.65 \leq [\phi = 0.48 + 83\epsilon_t] \leq 0.90 \quad (8.8a)$$

Spirally-reinforced section:

$$0.70 \leq [\phi = 0.57 + 67\epsilon_t] \leq 0.90 \quad (8.8b)$$

(b) ϕ ជាអនុគមន៍នៃផលធៀបកម្ពស់អ័ក្សណ្តិត

Tied section:

$$0.65 \leq \left[\phi = 0.23 + \frac{0.25}{c/d_t} \right] \leq 0.90 \quad (8.9a)$$

Spirally-reinforced section:

$$0.70 \leq \left[\phi = 0.37 + \frac{0.20}{c/d_t} \right] \leq 0.90 \quad (8.9b)$$

ចំណាំថា balanced strain condition នៅក្នុងអង្គភាពការសង្កត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងមានដីក្រេមិនកំណត់ខ្ពស់ ។ គេអាចប្រើវិធីសមរម្យ (trial and adjustment) ដើម្បីដោះស្រាយដោយសន្មតតម្លៃ $\Delta_{ps} = 0.0012$ ទៅ 0.0020 in./in. បន្ទាប់ពីរង service load និងដោយគណនាកម្ពស់ប្លុកក្នុងត្រាំង a របស់មុខកាត់បេតុង ។ គេត្រូវផ្ទៀងផ្ទាត់ការសន្មតនេះ ហើយគេត្រូវកែតម្រូវ nominal moment សម្រាប់ limit strain condition $\epsilon'_t = 0.002$ ក្រោយពេលសង់ដ្យាក្រាម interaction រួច ។ តាមវិធីនេះ គេអាចធ្វើឱ្យតម្លៃម៉ូម៉ង់អតិបរមានៃលក្ខណៈប្រសើរឡើងសម្រាប់ balanced strain limit state រងការសង្កត់ ដែលសំដែងដោយកម្ពស់អ័ក្សណឺត c_b ប្រសិនបើចាំបាច់ ។

៨.៤. ដំណើរការសម្រាប់សិក្សាគណនាអង្គភាពការសង្កត់បេតុងប្រែក្នុងត្រាំង

Operational Procedure for the Design of Nonslender Prestressed Compression Members

គេអាចអនុវត្តជំហានខាងក្រោមសម្រាប់សិក្សាគណនាសសរខ្លីដែលការធ្វើការរបស់វាគ្រប់គ្រងដោយការ ធុរក្រមដោយសម្ភារៈ

1. គណនាបន្ទុកតាមអ័ក្សខាងក្រៅមេគុណ P_u និងម៉ូម៉ង់មេគុណ M_u ។ គណនាចំណាកផ្ចិតដែលអនុវត្ត
$$e = M_u / P_u$$
2. សន្មត់មុខកាត់ និងប្រភេទរបស់ដែកខាងដែលត្រូវប្រើ ដូចជា tied ឬ spiral ។ គេមិនត្រូវជ្រើសរើសមុខកាត់តូច ។
3. សន្មត់ចំនួន និងទំហំរបស់ strand ។
4. សន្មត់ថាបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅសរសៃរងការទាញខាងក្រៅបំផុតស្មើនឹងបម្រែបម្រួលរាងធៀបដែលសន្មត់ ϵ_{ps} របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង និងបន្ទាប់មកបន្តគណនា balanced limit strain axial load P_{nb} និង ម៉ូម៉ង់ M_{nb} នៅត្រង់ limit strain $\epsilon_t = 0.002$ ។ ជំហាននេះក៏អាចឱ្យគេផ្ទៀងផ្ទាត់តម្លៃរបស់មេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ផងដែរ ។ ម៉ូម៉ង់ M_{nb} បានពីតម្លៃ strain ϵ_{ps} ដែកឱ្យម៉ូម៉ង់អតិបរមានៅក្នុងដ្យាក្រាម interaction ។
5. សន្មត់កម្ពស់អ័ក្សណឺត c ហើយកំណត់រក P_n និង M_n ។ បន្ទាប់មកត្រួតពិនិត្យភាពគ្រប់គ្រាន់របស់មុខកាត់ដែលសន្មត់ ដោយ $\phi P_n > P_u$ មេគុណ និង $\phi M_n > M_u$ ។ ប្រសិនបើមុខកាត់មិនអាចទ្របន្ទុកមេគុណ ឬវាមានមុខកាត់ធំពេក គេត្រូវជ្រើសរើសមុខកាត់ និងដែកឡើងវិញតាមរយៈ trial and adjustment ដោយអនុវត្តជំហាន 4 និង 5 ឡើងវិញ ដោយរួមទាំងការសង់ដ្យាក្រាម interaction ។
6. សិក្សាគណនាដែកខាង (lateral reinforcement) ។

រូបទី ៨.៥ បង្ហាញពី flowchart នៃជំហាន trial-and-adjustment ក្នុងការវិភាគ និងសិក្សាគណនា។

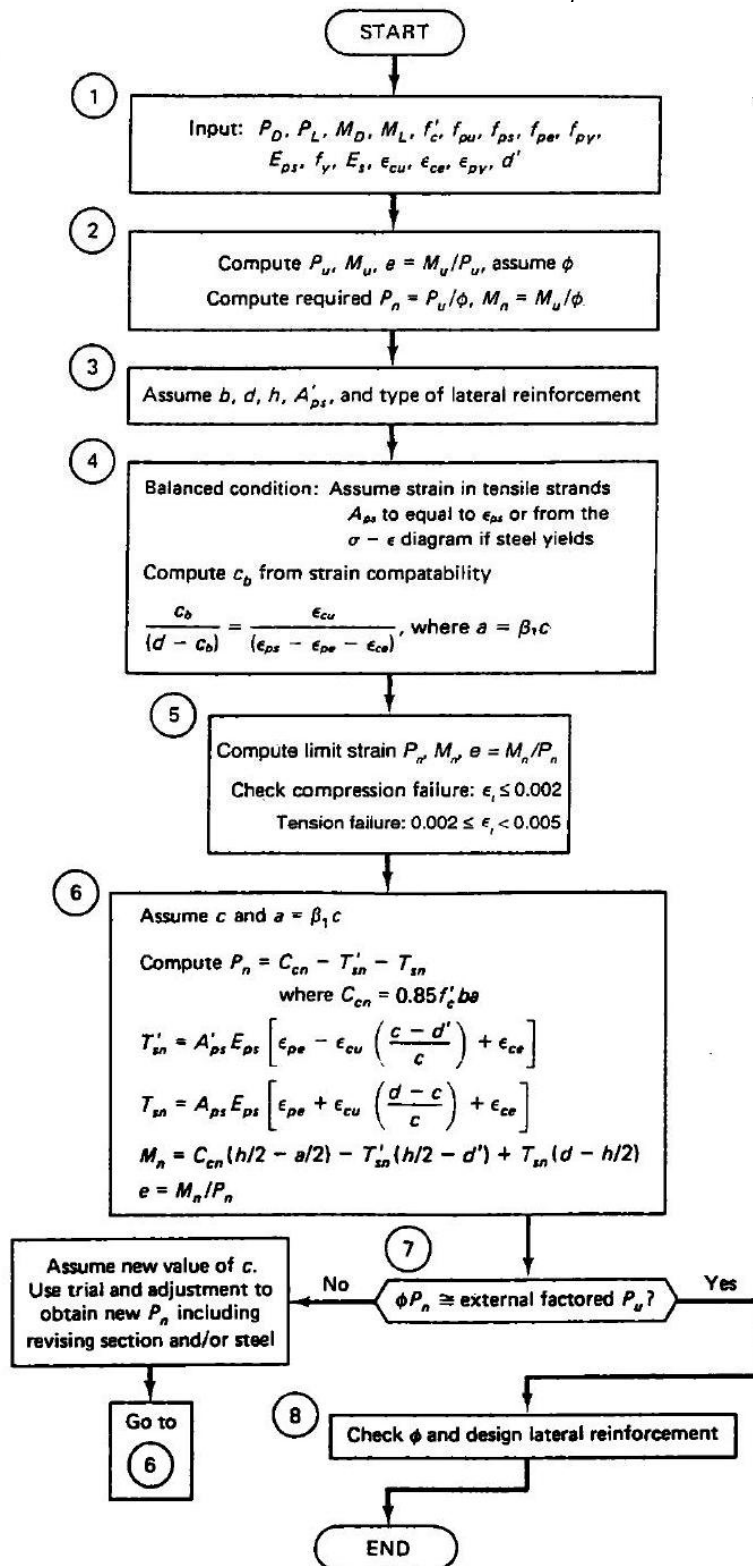


Figure 8.5 Flowchart for design or analysis of prestressed concrete nonslender compression members.

៨.៥. សង់ដ្យាក្រាមអន្តរអំពើរវាងបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់

Construction of Nominal Load-Moment ($P_n - M_n$) and Design ($P_u - M_u$) Interaction Diagram

ឧទាហរណ៍ ៨.១: សង់ដ្យាក្រាម interaction នៃ nominal load-moment សម្រាប់អង្កត់រងការសង្កត់ប្រេកុង ត្រាំងដែលមានមុខកាត់ការេ ដែលជ្រុងរបស់វាស្មើនឹង 14in.(356mm) ។ អង្កត់ត្រូវបានពង្រឹងដោយ 7-wire stress-relieved 270-K strands អង្កត់ផ្ចិត 1/2in.(12.7mm) ចំនួន 8 ដែលពាក់កណ្តាលនៅលើជ្រុងនីមួយៗ របស់ផ្ទៃទាំងពីរដែលស្របនឹងអ័ក្សណឺតដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.៦ ។ ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបសម្រាប់ strain ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.៧ ។ កម្លាំងប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយ កំហាត់បង់ទាំងអស់គឺ $f_{pe} = 150,000 \text{ psi}(1,034 \text{ MPa})$ ។ លើសពីនេះ សង់ដ្យាក្រាម design interaction ដោយប្រើ តម្លៃមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ដែលសមរម្យ ។ គេឱ្យ

$$f'_c = 6,000 \text{ psi}(47.5 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$E_{ps} = 29 \times 10^6 \text{ psi}(200 \times 10^3 \text{ MPa})$$

$$f_{ps} = 240,000 \text{ psi}(1,655 \text{ MPa})$$

$$\epsilon_{cu} = 0.003 \text{ in./in. នៅពេលបាក់ (failure)}$$

$$\epsilon_{ce} = 0.0005 \text{ in./in. នៅពេល } P_e \text{ ធ្វើអំពើនៅលើមុខកាត់} = \frac{P_e}{A_c E_c} \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right)$$

$$\epsilon_{py} = \text{strand yield strain} \cong 0.012 \text{ in./in. ពីរូបទី ៨.៩ ។}$$

សន្មត់តម្លៃសមរម្យនៃ ϵ_p និងធ្វើការកែតម្រូវប្រសិនបើចាំបាច់ ។

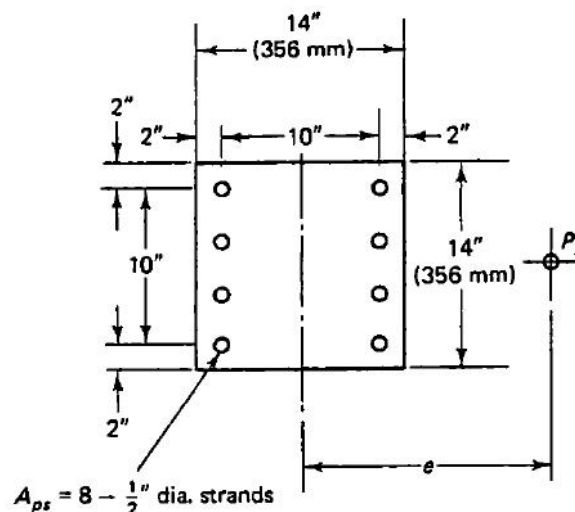


Figure 8.6 Section geometry.

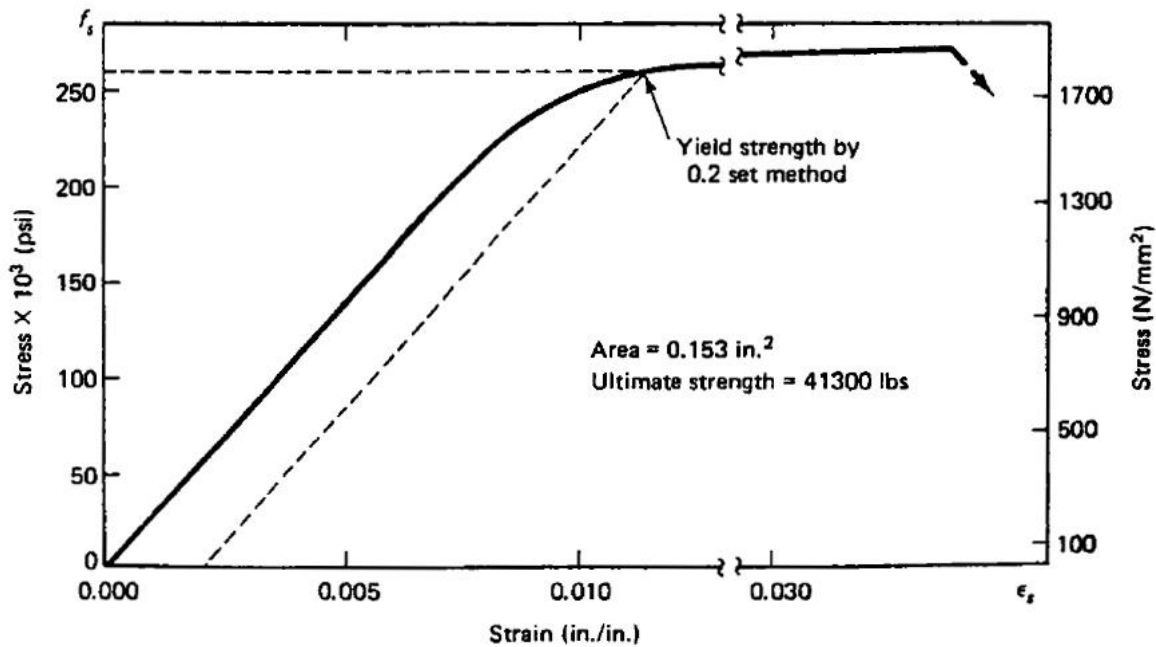


Figure 8.7 Stress-strain diagram for $\frac{1}{2}$ -in. (12.7 mm) dia 270-K prestressing tendon.

ដំណោះស្រាយ:

ដ្យាក្រាម nominal strength $P_n - M_n$

- កម្លាំងសង្កត់តាមអ័ក្ស: $M_u = 0$, $c = \infty$ (ប្រើ $\epsilon_{cu} = 0.003$ ដោយសារវាមិនអាចមានការសង្កត់តាមអ័ក្សល្អិតខ្លះ)

កម្ពស់ប្លង់ការសង្កត់ $a = 14 \text{ in. (356 mm)}$ ហើយកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព $d = 14 - 2 = 12 \text{ in. (305 mm)}$ ។

ដូចនេះ

យើងមាន $C_{cn} = 0.85 f'_c b a = 0.85 \times 6000 \times 14 \times 14 = 999,600 \text{ lb (4,446 kN)}$

ពិសមីការ 8.5

$$T'_{sn} = A'_{ps} E_{ps} \left[\epsilon_{pe} - \epsilon_{cu} \left(\frac{c - d'}{c} \right) + \epsilon_{ce} \right]$$

$$A'_{ps} = 4 \times 0.153 = 0.612 \text{ in.}^2 (3.95 \text{ cm}^2)$$

ពិសមីការ 8.7, សម្រាប់ $E_{ps} = 29 \times 10^6 \text{ psi (200} \times 10^3 \text{ MPa)}$, $\epsilon_{pe} = 0.0052 \text{ in./in.}$ ហើយ

$$\epsilon_{cu} = 0.003$$

ដូចនេះ

$$T'_{sn} = 0.612 \times 29 \cdot 10^6 \left[0.0052 - 0.003 \left(\frac{\infty - 2}{\infty} \right) + 0.0005 \right]$$

$$\begin{aligned}
 &= 0.612 \times 29 \cdot 10^6 (0.0052 - 0.003 + 0.0005) \\
 &= 47,920lb(213kN)
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 8.6

$$\begin{aligned}
 T_{sn} &= A_{ps} E_{ps} \left[\varepsilon_{pe} + \varepsilon_{cu} \left(\frac{d-c}{c} \right) + \varepsilon_{ce} \right] \\
 &= 0.612 \times 29 \cdot 10^6 \left[0.0052 + 0.003 \left(\frac{12-\infty}{\infty} \right) + 0.0005 \right] \\
 &= 47,920lb(213kN)
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 8.2

$$\begin{aligned}
 P_n &= C_{cn} - T'_{sn} - T_{sn} = 999,600 - 47,920 - 47,920 \\
 &= 903,760lb(4,020kN)
 \end{aligned}$$

ពិសមីការ 8.7

$$\begin{aligned}
 M_n &= C_{cn} \left(\frac{h}{2} - \frac{a}{2} \right) - T'_{sn} \left(\frac{h}{2} - d' \right) + T_{sn} \left(d - \frac{h}{2} \right) \\
 &= 999,600 \left(\frac{14}{2} - \frac{14}{2} \right) - 47,920 \left(\frac{14}{2} - 2 \right) + 47,920 \left(12 - \frac{14}{2} \right) \\
 &= 0 \\
 e_1 &= \frac{M_n}{P_n} = 0
 \end{aligned}$$

2. កម្លាំងទាញស្មុន្យនៅត្រង់ផ្នែកការទាញ, $c = 14in$.

$$\beta_1 = 0.85 - \frac{0.05(f'_c - 4,000)}{1,000} = 0.75$$

$$a = \beta_1 c = 0.75 \times 14 = 10.5in.(267mm)$$

$$C_{cn} = 0.85 \times 6,000 \times 14 \times 10.5 = 749,700lb(3,335kN)$$

$$\begin{aligned}
 T'_{sn} &= 0.612 \times 29 \cdot 10^6 \left[0.0052 - 0.003 \left(\frac{14-2}{14} \right) + 0.0005 \right] \\
 &= 55,526lb(247kN)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 T_{sn} &= 0.612 \times 29 \cdot 10^6 \left[0.0052 + 0.003 \left(\frac{12-14}{14} \right) + 0.0005 \right] \\
 &= 93,557lb(416kN)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 P_n &= C_{cn} - T'_{sn} - T_{sn} = 749,700 - 55,526 - 93,557 \\
 &= 600,617lb(2,672kN)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 M_n &= 749,700 \left(\frac{14}{2} - \frac{10.5}{2} \right) - 55,526 \left(\frac{14}{2} - 2 \right) + 93,557 \left(12 - \frac{14}{2} \right) \\
 &= 1,502,130 \text{ in.} - \text{lb} (170 \text{ kN.m}) \\
 e_2 &= \frac{1,502,130}{600,617} = 2.50 \text{ in.} (63.5 \text{ mm})
 \end{aligned}$$

3. ការពត់បង្ហាងសុទ្ធ (pure bending): $P_u = 0$

ដោយចោលឥទ្ធិពលរបស់ដៃកងការសង្កត់ A'_{ps} យើងមាន

$$\begin{aligned}
 a &= \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{0.612 \times 240,000}{0.85 \times 6,000 \times 14} = 2.06 \text{ in.} (52.3 \text{ mm}) \\
 c &= \frac{2.06}{0.75} = 2.75 \text{ in.} (69.9 \text{ mm}) \\
 M_n &= A_{ps} f_{ps} \left(d - \frac{a}{2} \right) = 0.612 \times 240,000 \left(12 - \frac{2.06}{2} \right) \\
 &= 1,611,274 \text{ in.} - \text{lb} \\
 e_3 &= \frac{1,611,274}{0} = \infty
 \end{aligned}$$

4. Limit strain condition: P_n , M_n , e

សន្មតថាបម្រែបម្រួលរាងធ្វើនៅក្នុង តនេសិល សតានដ A_{ps} ត្រូវស្មើនឹង incremental strain $\Delta \epsilon_p$ បន្ទាប់ពីរង service load P_e ។ ដោយគិតតម្លៃ $\Delta \epsilon_p \cong 0.0014$ ត្រូវបានកែប្រែដោយ trial and adjustment និងពីរូបទី ៨.៨, (ត្រីកោណដូច) យើងបាន

$$\frac{c}{(d - c)} = \frac{\epsilon_{cu}}{\Delta \epsilon_p} = \frac{0.003}{0.0014}$$

ដូចនេះ $c = 8.15 \text{ in.} (207 \text{ mm})$ ។

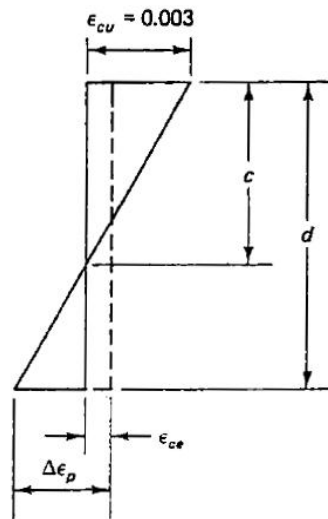


Figure 8.8 Strain distribution.

$$a = \beta_1 c = 0.75 \times 8.15 = 6.11 \text{ in. (155 mm)}$$

$$C_{cn} = 0.85 \times 6,000 \times 6.10 \times 14 = 435,540 \text{ lb (1,937 kN)}$$

$$T'_{sn} = 0.612 \times 29 \cdot 10^6 \left[0.0052 - 0.003 \left(\frac{8.13 - 2}{8.13} \right) + 0.0005 \right]$$

$$= 61,018 \text{ lb (271 kN)}$$

$$T_{sn} = 0.612 \times 29 \cdot 10^6 \left[0.0052 + 0.003 \left(\frac{12 - 8.13}{8.13} \right) + 0.0005 \right]$$

$$= 126,509 \text{ lb (563 kN)}$$

Limit strain state សម្រាប់ P_n , M_n និង e មានដូចខាងក្រោម

$$P_n = 435,540 - 61,018 - 126,509 = 248,013 \text{ lb (1,103 kN)}$$

$$M_n = 435,540 \left(\frac{14}{2} - \frac{6.10}{2} \right) - 61,018 \left(\frac{14}{2} - 2 \right) + 126,509 \left(12 - \frac{14}{2} \right)$$

$$= 2,047,838 \text{ in.} \cdot \text{lb (272 kN} \cdot \text{m)}$$

$$e_4 = e = \frac{2,047,838}{248,013} = 8.26 \text{ in. (210 mm)}$$

កូអរដោនេសម្រាប់ករណីទាំងបួនពិសេសជាចំណុចអង្កេតនៅលើដ្យាក្រាម interaction $P_n - M_n$ ។ គេក៏ត្រូវគណនាចំណុចផ្សេងទៀតផងដែរ ដើម្បីទទួលបានដ្យាក្រាមសុក្រិតដែលគ្របដណ្តប់លើការដាក់បន្ទុកគ្រប់បែបយ៉ាង។ ជាឧទាហរណ៍ គេត្រូវកំណត់ចំណុចបន្ថែមរវាងកូអរដោនេនៅចន្លោះករណីទីពីរ និងករណីទីបី ដោយសន្មត់តម្លៃបន្ថែមនៃកម្ពស់អ័ក្សណិត c និងកំណត់ P_n , M_n និង e សម្រាប់តម្លៃ c ដែលបានសន្មត់។ តារាង ៨.១ សង្ខេបព័ត៌មាននៃកូអរដោនេដែលប្រើសម្រាប់សង់ដ្យាក្រាម interaction $P_n - M_n$ ក៏ដូចជាដ្យាក្រាម interaction $P_u - M_u$ ។ ពីដ្យាក្រាម យើងឃើញថាកូអរដោនេនៃម្លូម៉ង់អតិបរមានៃតម្លៃក្បែរនឹង $M_n = 2,047,838 \text{ in.} \cdot \text{lb}$ ដូចនេះការសន្មត់ $c_b = 8.15 \text{ in.}$ គឺផ្ទៀងផ្ទាត់។

Table 8.1 Summary of P - M Interaction Diagram Coordinates in Example 8.1

Point	c in.	a in.	$P_n \times 10^3$ lb	$M_n \times 10^3$ in.-lb	ϕ	$P_u \times 10^3$ lb	$M_u \times 10^3$ in.-lb	e in.
1	∞	14	903.8	0	0.65	587.5	0	0
5	18	13.5	826.6	388.9	0.65	537.3	252.8	0.5
2	14	10.5	600.6	1,502.1	0.65	390.4	976.4	2.5
6	10	7.5	365.1	2,005.6	0.65	237.3	1303.6	5.5
4	8.15	6.1	248	2,047.9	0.65	161.2	1331.1	8.3
7	6	4.5	101.2	1,969.9	0.73	73.9	1438.0	19.5
3	2.75	2.1	0	1,611.3	0.90	0	1,450.1	∞

*Max P_n allowed by the code for tied columns = $0.80\phi P_n = 469.6 \times 10^3$ lb (2090 kN). Also,

1.000 lb = 4.448 kN

1.000 in.-lb = 1.1130 kN-m

1 in. = 25.4 mm.

ដ្យាក្រាម design load-moment ($P_u - M_u$) ។ សង់ដ្យាក្រាម interaction $P - M$ សម្រាប់កូអ័រដោនេ ដែលមានរាយនៅក្នុងតារាង ៨.១ ។ សម្រាប់ជំហាន ៧ នៅក្នុងដ្យាក្រាម សសរស្ថិតនៅក្នុង transition zone ដែល $c/d_t = 6.0/12.0 = 0.50 < 0.60$ សម្រាប់ limit balanced strain រងការសង្កត់

$$\text{ពីសមីការ 8.9 (a), } \phi = 0.23 + \frac{0.25}{(c/d_t)} = 0.23 + \frac{0.25}{0.50} = 0.73$$

$$\text{ដូចនេះ } P_u = 101.2 \cdot 10^3 \times 0.73 = 73.7 \cdot 10^3 \text{ lb}$$

$$M_u = 1969.9 \cdot 10^3 \times 0.73 = 1438.0 \cdot 10^3 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\begin{aligned} M_{u3} \text{ សម្រាប់ការពត់បង្កោងសុទ្ធ} &= \phi M_{n3} = 0.90 \times 1,611,274 \\ &= 1,450,147 \text{ in.} - \text{lb} (164 \text{ kN.m}) \end{aligned}$$

$$P_{u1} = \phi P_n = 0.65 \times 903,760 = 587,444 \text{ lb} \quad (\text{មិនអាចប្រើបាន})$$

ACI Code ទាមទារឱ្យ design axial load strength អតិបរមា ϕP_n សម្រាប់ tied prestressed column មិនត្រូវធំជាង $0.80\phi P_n$ ហើយសម្រាប់ spirally reinforced prestressed columns មិនត្រូវធំជាង $0.85\phi P_n$ ទេ ។ ដូចនេះ យើងមាន

$$\begin{aligned} P_{u \max} &= 0.82\phi P_n = 0.80 \times 587,444 \\ &= 469,955 \text{ lb} (2090 \text{ kN}) \end{aligned}$$

$$P_{u5} = 0.65 \times 826,648 = 537,321 (2,574 \text{ kN})$$

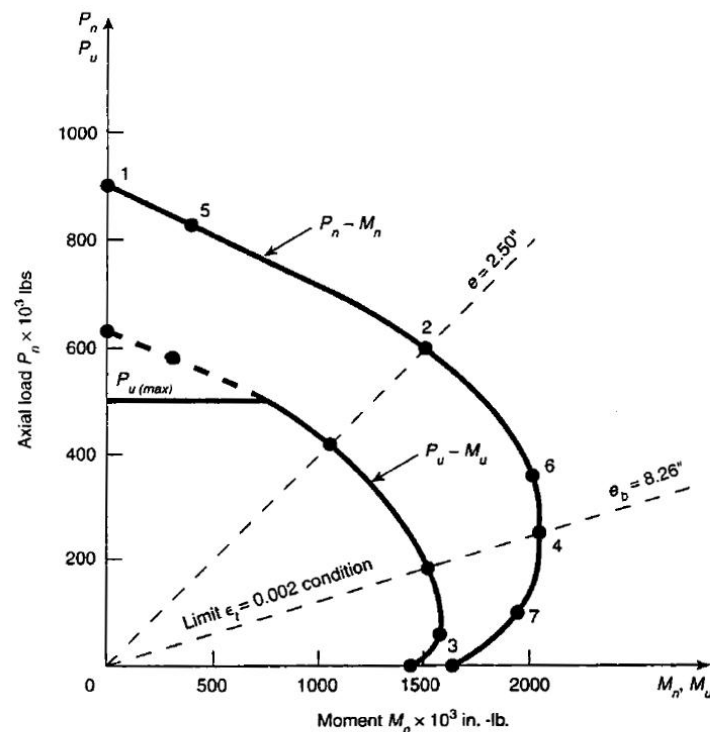


Figure 8.9 Load-moment interaction plots in Example 8.1.

តម្លៃដែលនៅសល់នៃកូអរដោនេត្រូវបានសង្ខេបនៅក្នុងតារាង ៨.១ ។ ដ្យាក្រាម interaction សម្រាប់ nominal strength ($P_n - M_n$) ហើយ design strength ($P_u - M_u$) ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.៩ ។

៨.៦. ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ដោយ Buckling របស់សសរវែងប្រកុងត្រាំង

Limit State at Buckling Failure of Slender (long) Prestressed Columns

ប្រសិបបើផលធៀបរលាស់ (slenderness ration) របស់សសរធំជាងដែនកំណត់សម្រាប់សសរខ្លី អង្កត់រងការសង្កត់នឹងកោងមុននឹងឈានទៅដល់ស្ថានភាពនៃការបាក់ដោយសម្ពាធិ ។ បម្រែបម្រួលរាងនៅក្នុងផ្នែករងការសង្កត់របស់បេតុងក្រោមអំពើ buckling load ត្រូវតូចជាង $0.003in./in.$ ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.១០ ។ សសរបែបនេះអាចជាអង្កត់ស្រាវដែលរងបន្ទុកម្ខាងតាមអ័ក្ស និងការពត់ ដែលធ្វើឱ្យខូចទ្រង់ទ្រាយខាង និងដោយបង្កើតម៉ូម៉ង់បន្ថែមដែលបណ្តាលដោយសារឥទ្ធិពល $P\Delta$ ដែល P ជាបន្ទុកតាមអ័ក្ស និង Δ ជាភាពងាប់របស់រូបរាងកោងរបស់សសរនៅត្រង់មុខកាត់ដែលពិចារណា ។

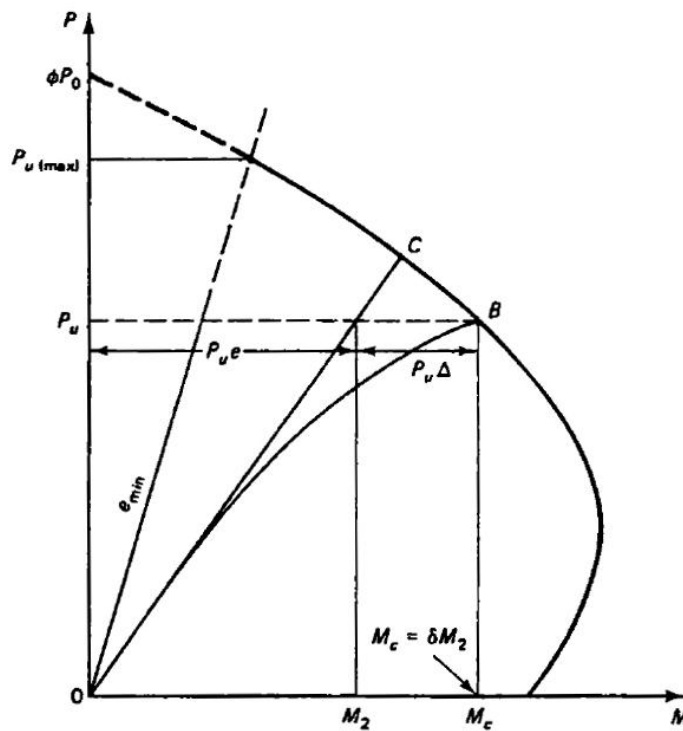


Figure 8.10 Loading moment ($P-M$) magnification interaction diagram.

គេមានសសរស្រាវដែលរងកម្លាំងតាមអ័ក្ស P_u នៅត្រង់ចំណាកផ្ចិត e ។ ឥទ្ធិពល buckling បង្កើតម៉ូម៉ង់បន្ថែម $P_u \Delta$ ។ ម៉ូម៉ង់នេះកាត់បន្ថយលទ្ធភាពរបស់បន្ទុកពីចំណុច C ទៅចំណុច B នៅក្នុងដ្យាក្រាម interaction

នៃរូបទី ៨.១០ ។ ម៉ូម៉ង់សរុប $P_u e + P_u \Delta$ ត្រូវបានតំណាងដោយចំណុច B នៅក្នុងដ្យាក្រាម ហើយគេអាចសិក្សាគណនាសសរស្រាប់ម៉ូម៉ង់ធំជាងនេះ ឬសម្រាប់ magnified moment M_c ដូចសសរខ្លី ។

ប្រវែងប្រសិទ្ធភាព kl_u ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.១១ ត្រូវបានប្រើជា modified length របស់សសរដែលគិតភាពទប់ខាងចុង (end restraint) ដែលខុសពីទម្រ pinned ។ kl_u តំណាងឱ្យប្រវែងរបស់សសរដែលមានទម្រ pinned ធម្មតា ដែលមាន Euler buckling load ស្មើនឹងបន្ទុករបស់សសរក្រោមការពិចារណា ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត វាជាចម្ងាយរវាងចំណុចរបត់របស់អង្គត់ក្នុងទម្រង់កោងរបស់វា ។

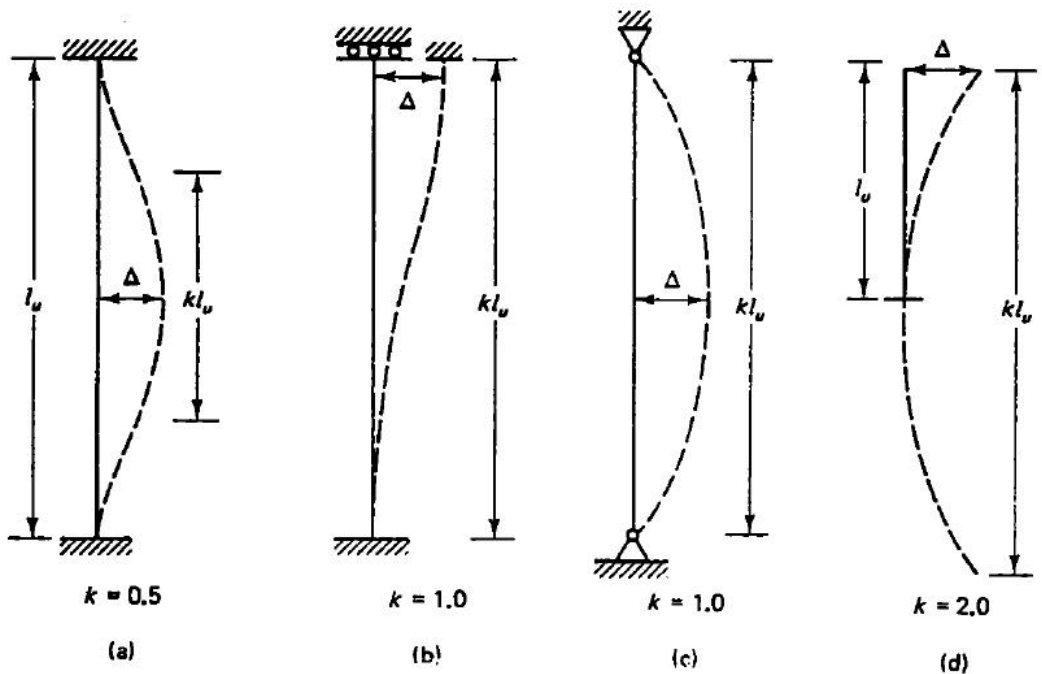


Figure 8.11 Values of column length factor k for typical end conditions. (a) Fixed-fixed. (b) Fixed-fixed with lateral motion. (c) Pinned. (d) Fixed-free.

តម្លៃរបស់មេគុណប្រវែងប្រសិទ្ធភាពដែលទប់ខាងចុង (end restraint effective length factor) k ប្រែប្រួលចន្លោះ 0.5 និង 2.0 អាស្រ័យទៅនឹងប្រភេទនៃ restraint ដូចខាងក្រោម៖

ចុងសសរទាំងសង្វាង pinned, មិនមានចល័តខាង $k = 1.0$

ចុងសសរទាំងសង្វាង fixed $k = 0.5$

ចុងម្ខាង fixed និងចុងម្ខាងទៀតទំនេរ $k = 2.0$

ចុងទាំងសង្វាង fixed, អាចចល័តខាង $k = 1.0$

ប្រភេទករណីដែលបង្ហាញពីរាងកោងរបស់សសរសម្រាប់លក្ខខណ្ឌចុងផ្សេងៗ និងមេគុណប្រវែង k ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.១១ ។

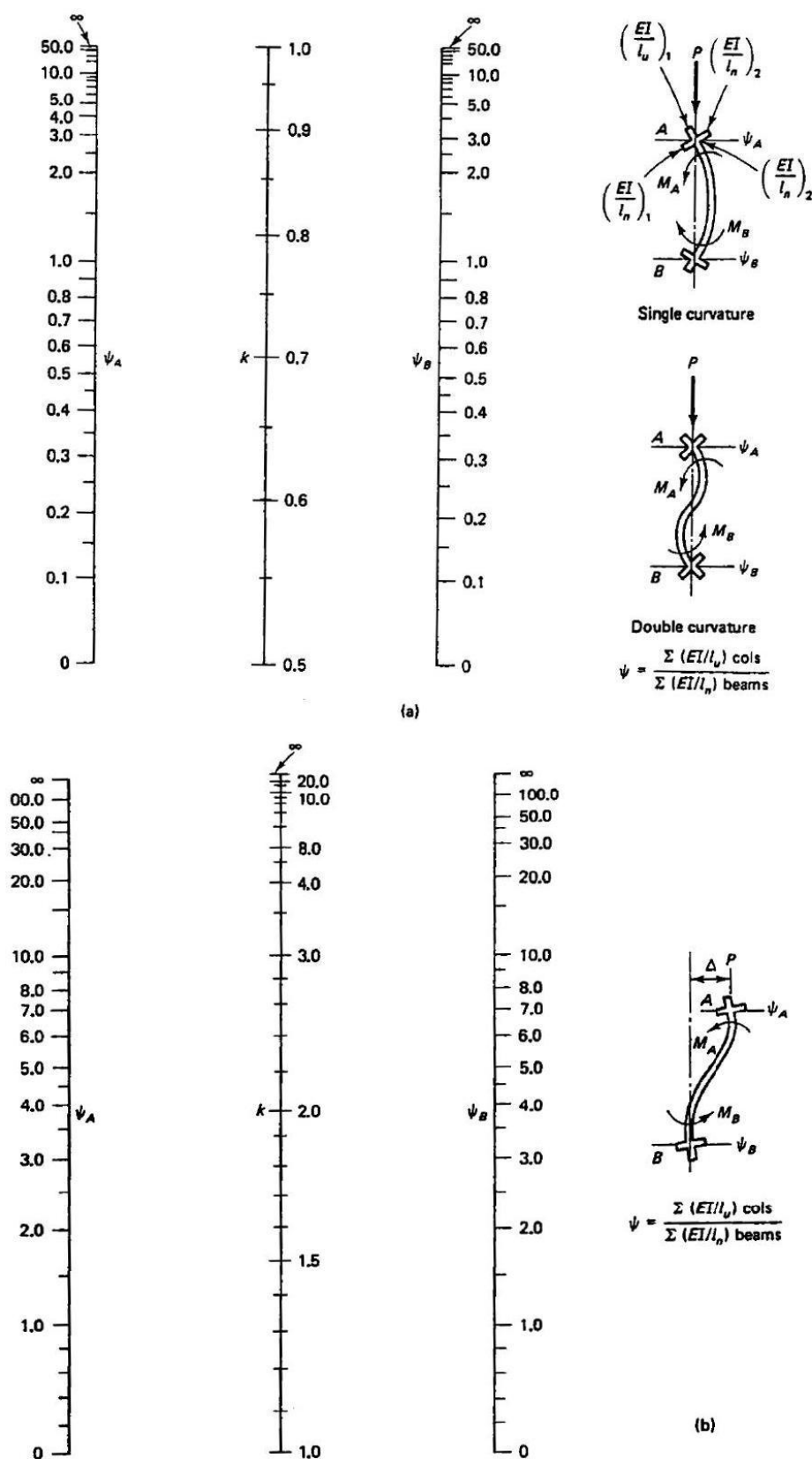


Figure 8.12 Effective length factor k for (a) braced and (b) unbraced frames.

សម្រាប់អង្កត់នៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនបង្កើន end restraint ស្ថិតនៅចន្លោះលក្ខខណ្ឌ hinged និង fixed ។ គេអាចកំណត់តម្លៃ k ជាក់ស្តែងពី Jackson និង Moreland alignment chart នៅក្នុងរូបទី ៨.១២ ។ ជំនួសឱ្យ chart ទាំងនេះ គេអាចប្រើសមីការខាងក្រោមដែលបានស្នើឡើងនៅក្នុង ACI Code commentary សម្រាប់គណនា k :

1. *Braced Compression members*: គេអាចយកដែនកំណត់របស់មេគុណប្រវែងប្រសិទ្ធភាពជាតម្លៃ

តូចជាងគេនៃសមីការ

$$k = 0.7 + 0.05(\psi_A + \psi_B) \leq 1.0 \quad (8.10a)$$

$$\text{និង } k = 0.85 + 0.05\psi_{\min} \leq 1.0 \quad (8.10b)$$

ដែល ψ_A និង ψ_B ជាតម្លៃរបស់ចុងរបស់ ψ នៅត្រង់ចុងទាំងពីររបស់សសរ ហើយ $\psi_{\min}$ ជាតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោមតម្លៃទាំងពីរ ។ ψ ជាផលធៀបនៃភាពរឹងក្រាញរបស់អង្កត់រវាងការសង្កត់ទាំងអស់លើភាពរឹងក្រាញនៃអង្កត់រវាងការពត់ទាំងអស់នៅក្នុងប្លង់នៅត្រង់ចុងម្ខាងរបស់សសរ ។

$$\psi = \frac{\sum EI / l_u \text{ columns}}{\sum EI / l_n \text{ beams}} \quad (8.11)$$

ដែល l_u ជាប្រវែងមិនមានទម្រង់របស់សសរ និង l_n ជា clear span របស់ផ្ទាំង ។

2. *Unbraced compression members restrained at both ends*: គេអាចគិតប្រវែងប្រសិទ្ធភាព

ដូចខាងក្រោម:

សម្រាប់ $\psi_m < 2$

$$k = \frac{20 - \psi_m}{20} \sqrt{1 + \psi_m} \quad (8.12a)$$

សម្រាប់ $\psi_m \geq 2$

$$k = 0.9 \sqrt{1 + \psi_m} \quad (8.12b)$$

ដែល ψ_m ជាតម្លៃមធ្យមរបស់តម្លៃ ψ នៅត្រង់ចុងទាំងពីររបស់អង្កត់រវាងការសង្កត់ ។

3. *Unbraced compression members hinged at one end*: គេអាចគិតប្រវែងប្រសិទ្ធភាព

ដូចខាងក្រោម:

$$k = 2.0 + 0.3\psi \quad (8.13)$$

ដែល ψ ជាតម្លៃនៅខាងចុងដែលទប់ (restrained end) ។

គេអាចយកកាំនិចលភាព (radius of gyration) $r = \sqrt{I_g / A_g}$ ជា $r = 0.3h$ សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណ ដែល h ជាទំហំរបស់មុខកាត់សសរដែលកែងទៅនឹងអ័ក្សនៃការពត់ ។ សម្រាប់មុខកាត់រង្វង់ គេយក $r = 0.25h$ ។

៨.៦.ក. ការពិចារណាពី Buckling (Buckling Considerations)

គ្រោងដែលមិនមានការពង្រឹងខាង (lateral bracing) ដូចជាង shear walls, diaphragms ឬ diagonal coupling beams មានលក្ខណៈរលាស់ (flexible) ជាងគ្រោងដែលមាន lateral braced ។ Lateral flexibility អាចបង្កឱ្យគ្រឿងបង្កំទាំងមូលបំណាស់ទីតាមទិសដេកគ្រប់គ្រាន់ ដែលគ្រឿងបង្កំអាចបាត់បង់ស្ថិរភាពដោយសារម៉ូម៉ង់ធ្វើឱ្យក្រឡាប់ (overturning moment) បន្ថែមដែលមានតម្លៃធំ ។ លក្ខណៈធ្វើការនេះមានគ្រោះថ្នាក់នៅពេលដែលសសរខ្លីទ្រកម្រាល ។

ACI 318 Code កំណត់វិធីប្រើសម្រាប់គណនាកម្លាំងនៅលើសសររឹង និងអង្កត់នៅក្នុងគ្រោងដែលទប់ទល់កម្លាំងខាង (lateral force) ដែលបន្ថែមពីលើបន្ទុកទំនាញ (vertical gravity load) ។ ប៉ុន្តែ សម្រាប់ការដាក់បន្ទុកទំនាញដែលមិនមាន side-sway នោះ first-order analysis ដែលប្រើមេគុណបន្ថែមម៉ូម៉ង់ (moment magnification factors) δ_{ns} គឺមានលក្ខណៈគ្រប់គ្រាន់ ។ សម្រាប់ការបន្សុំកម្លាំងទំនាញ និង side-sway forces ដែលបង្កឱ្យមានឥទ្ធិពល $P - \Delta$, វិធីទាំងបីនោះគឺ៖

- (a) កម្មវិធីកុំព្យូទ័រដែលប្រើ second-order analysis ដែលកំណត់ទំហំរបស់ overturning moment បន្ថែមនៅក្នុងគ្រោង ។
- (b) មេគុណបន្ថែមម៉ូម៉ង់ (moment magnification factor) ដែលគណនាដោយផ្អែកលើគោលការណ៍ first-order lateral displacements និង ម៉ាស់នៅពីលើនីវ៉ូនីមួយៗ ។
- (c) Moment magnification relationship ដែលមានទម្រង់ស្រដៀងគ្នាទៅនឹងអ្វីដែលត្រូវការសម្រាប់គណនា no-sway magnifier δ_{ns} សម្រាប់សសរនៅក្នុង braced frame ដោយប្រើ stability index Q ។ គេមិនចាំបាច់កំណត់បំណាស់ទីតាមទិសដេក (horizontal displacement) នៅក្នុងវិធីនេះទេ ប៉ុន្តែគេត្រូវតែគណនាម៉ូម៉ង់ដែលទប់ទល់នឹង lateral forces ។ វិធីនេះមានលក្ខណៈសុគតស្មាញ និងមិនសូវសុក្រិត ។ វិធីដែលមានលក្ខណៈសុក្រិតគឺវិធី (a) ដែលប្រើកម្មវិធីកុំព្យូទ័រដូចជា PCA's Frame Program, STAAD Pro, CSI Sap 2000 និងកម្មវិធីដទៃទៀត ។

គេមានសសររឹងដែលប្រឈមនឹងបន្ទុកតាមអ័ក្ស នៅត្រង់ចំណាកផ្ចិត e ។ ឥទ្ធិពល buckling បង្កើតម៉ូម៉ង់បន្ថែម $P_u \Delta$ ដែល Δ ជាបំណាស់ទីខាងអតិបរមារបស់សសររងការសង្កត់រវាងចុងទាំងពីរទៅទីតាំងដើម ។ ម៉ូម៉ង់បន្ថែមនេះកាត់បន្ថយ load capacity ពីចំណុច C ទៅចំណុច B នៅក្នុងដ្យាក្រាម interaction នៅក្នុងរូបទី ៨.១០ ។ ម៉ូម៉ង់សរុប ($P_u e + P_u \Delta$) ត្រូវបានតំណាងដោយចំណុច B នៅក្នុងដ្យាក្រាម ហើយសសរត្រូវបានសិក្សាគណនាសម្រាប់ magnified moment M_c ដែលធំជាង ដូចសសរខ្លី ដោយ first-order analysis ធម្មតា ។

នៅក្នុងការវិភាគបែបនេះ ម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងតាមអ័ក្សនៅក្នុងគ្រោងត្រូវបានទទួលដោយ classical elastic procedures ។ ដំណើរការវិភាគនេះមិនគិតពីឥទ្ធិពលរបស់ lateral displacement Δ ទៅលើកម្លាំងតាមអ័ក្ស P_u និងម៉ូម៉ង់ពត់ M_c ទេ ។ ដូចនេះ ទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងបំណាស់ទី និងទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់គឺមានរាងជាបន្ទាត់ (linear) ។ ប្រសិនបើគេគិតពីឥទ្ធិពល $P-\Delta$, second-order analysis ក្លាយជាចំបាច់ជាមួយនឹង nonlinear relationship នៃបន្ទុកជាង lateral displacement (deflection) និងម៉ូម៉ង់ ។ ACI 318-02 Code អនុញ្ញាតឱ្យប្រើ first order analysis ឬក៏ second-order analysis សម្រាប់សសរដែលមាន intermediate slenderness និងឱ្យប្រើ second-order analysis សម្រាប់សសរវែងដែលមាន slenderness ratio ធំជាងស្មើ 100 ។ វិធី ACI Code ដែលមិនគិតពីឥទ្ធិពល $P-\Delta$ ត្រូវបានគេឱ្យឈ្មោះថា moment magnification method ដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងចំណុចខាងក្រោម ។

៨.៧. វិធីម៉ូម៉ង់បន្ថែម: ការវិភាគដំបូង១

Moment Magnification Method: First-order Analysis

បន្ទុកតាមអ័ក្សមេគុណ P_u , ម៉ូម៉ង់មេគុណ M_1 និង M_2 មានអំពើនៅចុងសសរ ហើយភាពងាប់ត្រូវបានកំណត់នៅក្នុងវិធីនេះដោយប្រើ elastic first-order analysis ជាមួយនឹង លក្ខណៈមុខកាត់ដែលកំណត់ដោយគិតឥទ្ធិពលរបស់បន្ទុកតាមអ័ក្ស វត្តមានរបស់តំបន់ដែលមានប្រេះតាមបណ្តោយប្រវែងរបស់អង្កត់ និងឥទ្ធិពលនៃរយៈពេលនៃការដាក់បន្ទុក ។

ដូចដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងចំណុច ៦ខាងលើ និងតាមរយៈរូបទី ៨.១០, ម៉ូម៉ង់ M_2 ត្រូវបានបន្ថែមដោយ magnification factor δ ។ សសររងនូវម៉ូម៉ង់ M_1 និង M_2 នៅខាងចុងរបស់វា ដែលគេគិតថា M_2 ធំជាង M_1 ។ បន្ទុកតាមអ័ក្ស P_u និងម៉ូម៉ង់មេគុណ M_1 និង M_2 ត្រូវបានទប់ដោយលក្ខណៈមុខកាត់ដែលជ្រើសរើសដោយការវិភាគ ដែលរាប់បញ្ចូលទាំងតំបន់ដែលមានប្រេះតាមបណ្តោយប្រវែង ឬកម្ពស់របស់អង្កត់រងការសង្កត់ និងរយៈពេលរបស់បន្ទុក ។ ជំនួសឱ្យការគណនាទាំងនេះ, ACI 318-02 Code អនុញ្ញាតឱ្យប្រើតម្លៃមធ្យមខាងក្រោមសម្រាប់លក្ខណៈរបស់អង្កត់នៅក្នុងគ្រឿងបង្កើន៖

(a) ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច $E_c = 33w_c^{1.5} f'_c$ និងសម្រាប់បេតុងដែលមានលើស្ទឹង

$$5,000 \text{ psi} < f'_c < 12,000 \text{ psi}$$

$$E_c = (40,000 + 1 \times 10^6) (w_c / 145)^{1.5}$$

(b) ម៉ូម៉ង់និចលភាព

$$\text{ផ្ទឹម} \quad 0.35I_g$$

$$\text{សសរ} \quad 0.70I_g$$

ជញ្ជាំង (គ្មានស្នាមប្រេះ)	$0.70I_g$
ជញ្ជាំង (មានស្នាមប្រេះ)	$0.35I_g$
Flate plates និង flat slabs	$0.25I_g$

(c) ក្រឡាផ្ទៃ: $1.0A_g$

(d) កាំនិចលភាព (radius of gyration) $r = 0.3h$ សម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណ ដែល h ជាទំហំនៅក្នុងទិស

ដែលគិតស្ថិរភាព ឬ $r = 0.25D$ សម្រាប់មុខកាត់រង្វង់ ដែល D ជាអង្កត់ផ្ចិតរបស់អង្កត់រងការសង្កត់ ។

គេគួរចែកម៉ូម៉ង់និចលភាពជាមួយនឹង $(1 + \beta_d)$ នៅពេលដែល sustained lateral load មានអំពើ ឬ សម្រាប់ត្រួតពិនិត្យស្ថិរភាព ដែល β_d ជាមេគុណ creep ដូចនេះ

$$\beta_d = \frac{\text{maximum factored sustained axial load}}{\text{total factored axial load}}$$

គេសន្មត់បន្ទុកមានអំពើនៅត្រង់ចំណាកផ្ចិត $(e + \Delta)$ នៅក្នុងរូបទី ៨.១០ ដើម្បីបង្កើតម៉ូម៉ង់ M_c ។ ផលធៀប M_c / M_2 ត្រូវបានគេឱ្យឈ្មោះថា magnification factor δ ។ ដីក្រែរបស់ magnification អាស្រ័យនឹងផលធៀប slenderness kl_u / r ដែល k ជាមេគុណប្រវែងប្រសិទ្ធភាព (effective length factor) សម្រាប់អង្កត់រងការសង្កត់ ហើយវាក៏អាស្រ័យនឹង stiffness នៅត្រង់តំណែងចុងរបស់អង្កត់នីមួយៗ ។

គេត្រួតពិនិត្យ magnification factor តាមប្រភេទរបស់ magnified moment δM_2 និង δM_1 ដែលមានអំពើនៅត្រង់ចុងលេខ 2 និងលេខ 1 របស់សសរ (side-sway របស់គ្រោងកើតមានឬអត់) ។ គេគួរចំណាំថានៅក្នុងករណីអង្កត់រងការសង្កត់ប្រឈមនឹងការពត់ធៀបអ័ក្សមេទាំងពីររបស់វា គេត្រូវគិតម៉ូម៉ង់ធៀបអ័ក្សនីមួយៗដាច់ដោយឡែកពីគ្នាដោយឈរលើ restraint condition ដែលត្រូវនឹងអ័ក្សនោះ ។

៨.៧.ក. Moment Magnification in Non-Sway Frames

នៅក្នុងករណីអង្កត់រងការសង្កត់ស្ថិតក្នុង non-sway frames (braced frame) គេអាចយកមេគុណប្រវែងប្រសិទ្ធភាព $k = 1.0$ ទាល់តែការវិភាគឱ្យតម្លៃតូចជាង ។ នៅក្នុងករណីបែបនេះ គេកំណត់តម្លៃ k ដោយផ្អែកលើតម្លៃ EI ដែលបង្ហាញនៅក្នុងចំណុចខាងលើ និង monogram នៅក្នុងរូបទី ៨.១២ ។

គេអាចមិនគិតពីឥទ្ធិពល slenderness ប្រសិនបើ

$$\frac{kl_u}{r} \leq 34 - 12 \left(\frac{M_1}{M_2} \right) \quad (8.14)$$

kl_u = ប្រវែងប្រសិទ្ធភាពរវាងចំណុចរបត់ ហើយគេមិនអាចយក $[34 - 12(M_1 / M_2)]$ ធំជាងដែនកំណត់នៃសមីការ 8.14 ទេ ។ តួ (M_1 / M_2) មានតម្លៃវិជ្ជមាននៅពេលដែលអង្កត់កោងដោយកំណោងទោល (single

curvature) ហើយវាមានតម្លៃអវិជ្ជមាននៅពេលអង្កត់កោងដោយកំណោងឌុប (double curvature) (មើលរូបទី ៨.១២a) ។ ប្រសិនបើ non-sway magnification factor ជា δ_{ns} ហើយ sway factor $\delta_s = 0$,

magnified moment ក្លាយជា

$$M_c = \delta_{ns} M_2 \quad (8.15)$$

$$\text{ដែល} \quad \delta_{ns} = \frac{C_m}{1 - \frac{P_u}{0.75P_c}} \geq 1.0 \quad (8.16a)$$

$$P_c = \frac{\pi^2 EI}{(kl_u)^2} \quad (8.16b)$$

ដែល P_c ជា Euler buckling load សម្រាប់ pin-ended column ។

តេឡិក stiffness

$$EI = \frac{0.2E_c I_g + E_s I_{se}}{1 + \beta_d} \quad (8.16c)$$

$$\text{ឬ} \quad EI = \frac{0.4E_c I_g}{1 + \beta_d}$$

$C_m =$ មេគុណដែលទាក់ទងដ្យាក្រាមម៉ូម៉ង់ជាក់ស្តែងទៅនឹង equivalent uniform moment diagram ។

សម្រាប់អង្កត់ដែលគ្មាន transverse load (រងតែបន្ទុកខាងចុង) ។

$$C_m = 0.6 + \frac{M_1}{M_2} \geq 0.4 \quad (8.17)$$

ដែល $M_2 \leq M_1$ និង $M_1 / M_2 > 0$ ប្រសិនបើគ្មានចំណុចរបត់នៅចន្លោះចុងរបស់សរ រូបទី ៨.១២ a

(single curvature) ។ សម្រាប់លក្ខខណ្ឌដទៃទៀត អង្កត់បែបនេះដែលមាន transverse load នៅចន្លោះទម្រង់

$C_m = 1.0$ ។

តម្លៃអនុញ្ញាតអប្បបរមារបស់ M_2 គឺ

$$M_{2,min} = P_u (0.6 + 0.03h) \quad (8.18)$$

ដែល h គិតជា in. ។ សម្រាប់ខ្នាត SI $M_{2,min} = P_u (15 + 0.03h)$ ដែល h គិតជាមីលីម៉ែត្រ ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត

ចំណាកផ្ចិតអប្បបរមានៅក្នុងសសរវែងគឺ $e_{min} = 0.6 + 0.03h$ ។ ប្រសិនបើ $M_{2,min}$ ធំជាងម៉ូម៉ង់អនុវត្តន៍ M_2

គេ គួរយកតម្លៃរបស់ C_m នៅក្នុងសមីការ 8.17 ស្មើនឹង 1.0 ឬដោយផ្អែកលើម៉ូម៉ង់ចុង M_1 និង M_2 ដែល

គណនាជាក់ស្តែង ។

គ្រោងដែលពង្រឹងប្រឆាំងនឹង side-sway ឬពង្រឹងដោយ shear wall គួរមាន lateral deflection តូចជាង $h_s / 1500$ ។ នៅពេលដែល lateral deflection ធំជាងផលធៀបនេះ គេត្រូវធ្វើឱ្យម៉ូម៉ង់បន្ថែមដែលបង្កដោយ side sway មានតម្លៃអប្បបរមា និងកាត់បន្ថយ lateral drift ពីគ្រោង និងពីសសរ ។

៨.៧.២. Moment Magnification in Sway Frames

សម្រាប់អង្គត់រងការសង្កត់ដែលមិនមានការពង្រឹងប្រឆាំងនឹង side sway គេអាចកំណត់មេគុណប្រវែងប្រសិទ្ធភាព k ពីតម្លៃ EI ដែលបង្ហាញនៅក្នុងចំណុច ៧, ប៉ុន្តែតម្លៃរបស់វាមិនត្រូវធំជាង 1.0 ទេ ។ គេអាចមិនគិតពីតម្លៃពេល slenderness ប្រសិនបើ

$$\frac{kl_u}{r} < 22 \quad (8.19)$$

គេគួរបង្កើនម៉ូម៉ង់ចុង M_1 និង M_2 ដូចខាងក្រោម

$$\begin{aligned} M_1 &= M_{1ns} + \delta_s M_{1s} \\ M_2 &= M_{2ns} + \delta_s M_{2s} \end{aligned} \quad (8.20)$$

ដោយគេសន្មតថា $M_2 > M_1$, នោះ design moment

$$M_c = M_{2ns} + \delta_s M_{2s} \quad (8.21)$$

ដែល M_{2ns} = ម៉ូម៉ង់ចុងមេគុណនៅខាងចុងរបស់អង្គត់រងការសង្កត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកដែលបង្កឱ្យមាន side-sway ដែលមិនសំខាន់ វាត្រូវបានគណនាដោយប្រើ first-order elastic frame analysis ។ M_{2s} = ម៉ូម៉ង់ចុងមេគុណនៅខាងចុងរបស់អង្គត់រងការសង្កត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកដែលបង្កឱ្យមាន side-sway ដែលសំខាន់ វាត្រូវបានគណនាដោយប្រើ first-order elastic frame analysis ។

$$\delta_s M_s = \frac{M_s}{1 - \frac{\sum P_u}{0.75 \sum P_c}} \geq M_s \leq 2.5 \quad (8.22)$$

ដែល $\sum P_u$ ជាផលបូកនៃបន្ទុកបញ្ឈរទាំងអស់នៅក្នុងមួយជាន់ ហើយ $\sum P_c$ ជាផលបូក Euler buckling load (P_c សម្រាប់ pin-ended column សម្រាប់សសរដែលទប់នឹង sway ទាំងអស់នៅក្នុងមួយជាន់ $[P_c = \pi^2 EI / (kl_u)^2]$ ពីសមីការ 8.16b) ជាមួយនឹងតម្លៃ EI ដែលទទួលបានពីសមីការ 8.16c ឬ d ។

នៅក្នុងករណីសម្រាប់តែអង្គត់រងការសង្កត់តែមួយដែលមាន

$$\frac{l_u}{r} > \frac{35}{\sqrt{P_u / f'_c A_g}}$$

គេត្រូវសិក្សាគណនាអង្គត់សម្រាប់បន្ទុកតាមអ័ក្សមេគុណ P_u និង magnified moment $M_c = \delta_{ns} M_2$ ដែល M_2 នៅក្នុងករណីនេះគឺ $M_2 = \delta_{ns} M_{2ns} + \delta_s M_{2s}$ ។ ករណីនេះអាចកើតមាននៅក្នុងសសរវែងដែលរងបន្ទុកតាមអ័ក្សធំ នៅពេលដែលម៉ូម៉ង់អតិបរមាអាចកើតមាននៅចន្លោះចុងរបស់សសរ ដូចនេះម៉ូម៉ង់ចុងមិនចាំបាច់ជាម៉ូម៉ង់អតិបរមាទេ ។

1. Moment Magnification in sway frames using a stability index Q

នៅក្នុងវិធីនេះ (វិធី c នៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៨.៦.ក) code អនុញ្ញាតឱ្យសន្មត់សសរនៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនដែលពង្រឹងជា non-sway ប្រសិនបើការកើនឡើងនៃបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពី second-order effect មិនធំជាង 5% នៃ first-order end moment ។ គេអាចពិចារណាជាន់នៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនជា non-sway ប្រសិនបើ stability index Q នៅក្នុងសមីការខាងក្រោមនេះមិនធំជាង 0.05

$$Q = \frac{\sum P_u \Delta_o}{V_u l_c} \quad (8.23a)$$

ដែល $\sum P_u$ = បន្ទុកបញ្ឈរសរុបនៅក្នុងមួយជាន់

V_u = កម្លាំងកាត់តាមជាន់ (story shear)

Δ_o = first-order relative deflection រវាងខាងលើ និងខាងក្រោមរបស់ជាន់ដែលបណ្តាលពី V_u

l_c = ប្រវែងរបស់អង្គតំរងការសង្កត់នៅក្នុងគ្រោងដែលវាងពីអ័ក្សរបស់តំណ

Non-sway magnification factor ដោយប្រើតួ Q គឺ

$$\delta_s = \frac{1}{1-Q} \geq 1.0 \quad (8.23b)$$

នៅពេល Q ធំជាង 0.05 គេត្រូវបន្តការគណនាទៅ second-order analysis តាមរយៈការប្រើប្រាស់កម្មវិធីកុំព្យូទ័រ ។ ការវិភាគដោយកុំព្យូទ័របែបនេះអាចឱ្យគេគណនាតម្លៃសារចុះសារឡើងរបស់ម៉ូម៉ង់ និងតម្លៃ sway Δ_o ដែលបណ្តាលពីឥទ្ធិពល $P-\Delta$ មានភាពសុក្រិត និងលឿន ។

គេគួរចំណាំថា stability index Q method មានលក្ខណៈស្មុគស្មាញ និងសុក្រិតសម្រាប់គណនាឥទ្ធិពល $P-\Delta$ លើម៉ូម៉ង់នៅត្រង់តំណសសរនៅក្នុងគ្រោងដែលពង្រឹង ។

ជាសង្ខេប moment magnification method ដែលបង្កើតឡើងដំបូងសម្រាប់ prismatic column ធ្វើការបានល្អជាមួយនឹងសសរដែលមាន slenderness ratio kl_u / r តូចជាង 100 ជាពិសេសប្រសិនបើគ្រោងត្រូវបានពង្រឹង ។ នៅក្នុងករណី unbraced frames ដែលមាន slenderness ration ប្រហាក់ប្រហែលគ្នា គេគួរគិតបញ្ចូលឥទ្ធិពល $P-\Delta$ ទៅលើម៉ូម៉ង់ និងភាពងាប់តាមរយៈ second-order analysis ដើម្បីទទួលបានលទ្ធផលកាន់តែសុក្រិតជាង ។ ការសិក្សាវិភាគអាច

1. អនុវត្ត first-order analysis ដែល lateral load (ពី h_i ពីរូបទី ៨.១៣) ត្រូវបានបូកបន្ថែមដោយ

$\sum P_u \Delta_i$ នៅក្នុងជំនួញការគណនាម្តងៗ ហើយចាត់ទុកលទ្ធផលចុងក្រោយជា second-order result ឬ

2. ប្រើកម្មវិធីកុំព្យូទ័រ second-order analysis ពិតប្រាកដ ដែលនៅក្នុងនោះគេប្រើការកាត់បន្ថយ relative side-sway resistance នៅក្នុង global stiffness matrix សម្រាប់អង្គតំរង់ទាំងពាក់ព័ន្ធ ។

៨.៨. ការវិភាគគ្រោងដីក្រេទីពីរ និងឥទ្ធិពល $P - \Delta$

Second-Order Frames Analysis and the $P - \Delta$ Effects

Second-order analysis ជាការវិភាគគ្រោងដែលរួមបញ្ចូលឥទ្ធិពលកម្លាំងក្នុងដែលបានពី lateral displacement (deflection) របស់សសរ។ នៅពេលគេអនុវត្តការវិភាគបែបនេះដើម្បីកំណត់ $\delta_s M_s$ នៅក្នុង non-braced frame គេត្រូវគណនាភាពងាប់ដោយផ្អែកលើ fully cracked section ជាមួយនឹងតម្លៃ stiffness EI ដែលកាត់បន្ថយ។ តម្លៃប្រហាក់ប្រហែលដូចការប្រើ first-order analysis ច្រើនជុំ ហើយការវិភាគអាចធ្វើឱ្យ prismatic section កាន់តែប្រសើរឡើង។ ប៉ុន្តែការវិភាគគួរផ្ទៀងផ្ទាត់ថាស៊ីស្តង់ដែលរំពឹងទុករបស់អង្គតំរងការសង្កត់នៃគ្រោងគ្រឿងបង្កើតនៅក្នុងចន្លោះ 15% នៃលទ្ធផលសម្រាប់សសរនៅក្នុងគ្រឿងបង្កើតបេតុងអារម៉េមីនកំណត់។ លទ្ធផលជាងធរណីមាត្ររបស់អង្គតំដែលត្រូវវិភាគត្រូវស្រៀងគ្នានឹងរាងធរណីមាត្ររបស់អង្គតំដែលត្រូវសាងសង់។ ប្រសិនបើអង្គតំនៅក្នុងគ្រឿងបង្កើតក្រោយមានទំហំខ្ពស់កាត់ខុសពីអ្វីដែលវាបានសន្មត់ក្នុងការវិភាគ 10% គេត្រូវអនុវត្តការគណនាជាថ្មី។

Second-order analysis ជាវិធីសាស្ត្រចុះសារឡើងនៃឥទ្ធិពល $P - \Delta$ ទៅលើសសរស្រាវ ដែលរួមបញ្ចូលទាំង shear deformation។ ដូចនេះ គេអាចប្រើកម្មវិធីកុំព្យូទ័រប្រសើរជាការគណនាដោយដៃក្នុងការសិក្សាគណនាសសរស្រាវរបស់គ្រោង។ ប៉ុន្តែ សសរបេតុងភាគច្រើននៅក្នុងគ្រោងសំណង់មិនត្រូវការការវិភាគបែបនេះទេ ដោយសារផលធៀប (kl_u / r) ច្រើនតែតូចជាង 100 ។

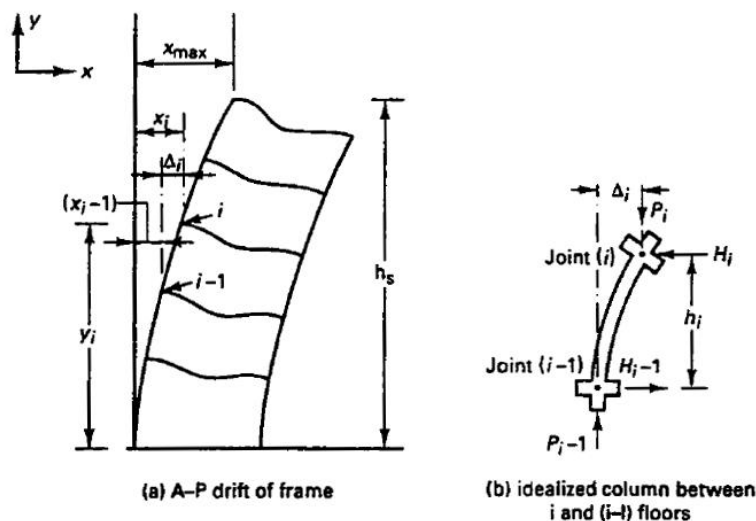


Figure 8.13 Second-order frame parameters.

ពិចារណាសសរនៅចន្លោះជាន់គី $(i - 1)$ និង (i) នៅក្នុងគ្រោងដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត ៨.១៣។ សន្មត់ថា lateral displacement អតិបរមា ឬ drift នៅត្រង់ចុងខាងលើរបស់ចុងកំពូលរបស់សសរនៅក្នុងគ្រោង

គឺ $x_{\max}$ និងសន្មតថាកម្ពស់សរុបរបស់អគារគឺ h_s ។ Lateral displacement ឬ drift ដ៏ធំរបស់អគារជាន់ខាងលើ បង្កឱ្យមានស្នាមប្រេះដល់ជញ្ជាំងឥដ្ឋ ឬការងារបង្ហើយខាងក្នុង ។ ដែនកំណត់នៃ lateral deflection អតិបរមា គឺ $h_s / 500$ ។ ដូចនេះ ការសន្មតដ៏ល្អគឺការជ្រើសរើស $x_{\max}$ ស្ថិតនៅចន្លោះ $h_s / 350$ ទៅ $h_s / 500$ ដែលគិតថា ជាធម្មតា fully braced frame មានផលធៀប drift $x_{\max}$ អតិបរមា នៅលើកម្ពស់គ្រោង h_s តូចជាង $1/1,500$ ។

ប្រសិនបើ x_i ជា drift នៅត្រង់នីវ៉ូជាន់ i និង y_i ជាកម្ពស់របស់សសរចន្លោះជាន់ $(i-1)$ និង (i) នៅក្នុង រូបទី ៨.១៣ a, គេអាចសន្មតថា horizontal drift សម្រាប់ជាន់គឺសមាមាត្រទៅនឹងការរំលែកផលធៀបនៃកម្ពស់ h_i របស់ជាន់ និងកម្ពស់សរុប h_s របស់គ្រោងទាំងមូល ។

$$x_i = x_{\max} \left(\frac{h_i}{h_s} \right)^2 \quad (8.24)$$

គេអាចសង្ខេបដំណើរការគណនាដូចខាងក្រោម៖

1. ជ្រើសរើសមុខកាត់របស់គ្រោង និង stiffness EI របស់វាដោយតម្លៃប្រហាក់ប្រហែល
2. គណនា drift (lateral deflection Δ_i) និង ultimate load $P_{u,i}$ នៅត្រង់តំណ $i = 1, \dots, n$ រូបទី ៨.១៣ ។
3. គណនារកកម្លាំងតាមទិសដេកសមមូល H_i ពី $H_i = P_i \Delta_i / h_i$ (រូបទី ៨.១៣ b) ។
4. បន្ថែមតម្លៃដែលទទួលបាននៅក្នុងជំហាន 3 ទៅលើ lateral load ជាក់ស្តែងនៅលើគ្រោង ។
5. អនុវត្ត frame analysis ដោយប្រើ កម្មវិធីកុំព្យូទ័រដែលសមស្រប ។
6. Iterative computer program ដែលប្រើ stiffness EI ផ្តល់ឱ្យ Δ_i ដែលត្រូវប្រៀបធៀបជាមួយនឹងតម្លៃអនុញ្ញាត x_i ។
7. ប្រសិនបើតម្លៃរបស់ Δ_i ទាំងអស់ $\leq$ តម្លៃរបស់ x_i ទាំងអស់ នោះគេអាចទទួលយកដំណោះស្រាយ និងការសិក្សាគណនាជាដំណោះស្រាយ second-order ។ ប្រសិនបើមិនដូច្នោះទេ គេត្រូវ run កម្មវិធីដោយបន្ថែមចំនួនជុំជាមួយនឹង modified stiffness រហូតដល់គេទទួលបានលទ្ធផលដែលគេចង់បាន ។ គេអាចប្រើកម្មវិធីកុំព្យូទ័រផ្សេងៗដើម្បីគិតបញ្ចូលឥទ្ធិពល $P-\Delta$ នៅក្នុងគ្រោង side-sway ។ កម្មវិធីទាំងនោះរួមមាន Strudel, PCA Frame, STAAD Pro, or CSI Sap 2000 និងក្រុមវិធីដទៃទៀត ។

៨.៩. Operational Procedure and Flowchart for the Design of Slender Column

1. កំណត់ថាតើគ្រោងមាន side-sway ធំឬអត់ ។ ប្រសិនបើវាមាន side-sway ធំ ប្រើ magnification factors δ_{ns} និង δ_s ។ ប្រសិនបើគេចោល side-sway, សន្មតថា $\delta_s = 0$ ។ បន្ទាប់មក

សន្មត់មុខកាត់ រួចគណនាចំណែកផ្ចិតដោយប្រើម៉ូឌុលម៉ង់តុងដែលផ្តល់ដោយគេ ហើយត្រួតពិនិត្យមើលថាវា ត្រូវបានចំណែកផ្ចិតអនុញ្ញាតអតិបរមាឬក៏អត់

$$\frac{M_2}{P_u} \geq (0.6 + 0.03h) \text{ in.}$$

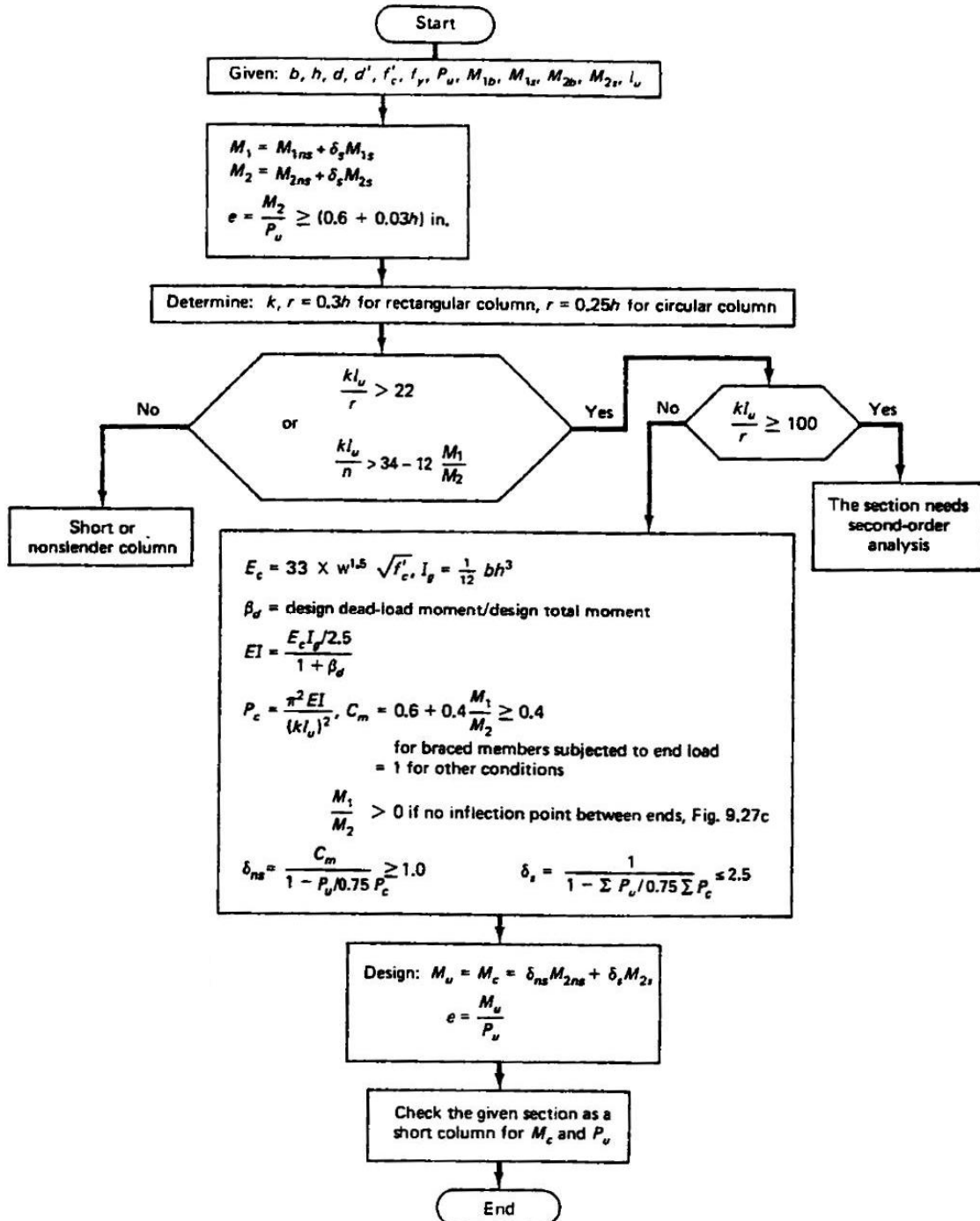


Figure 8.14 Flowchart for design of slender columns.

2. គណនា ψ_A និង ψ_B ដោយប្រើសមីការ 8.12 ឬ 8.13 និងបន្ទាប់មកទទួលបាន k ដោយប្រើរូបទី ៨.១២ ឬសមីការ 8.13 ។ គណនា kl_u / r និងកំណត់ថាវាជាសសរខ្លី ឬសសរវែង ។ ប្រសិនបើសសរជាសសរវែង ហើយ $kl_u / r < 100$ គណនា magnified moment M_c ។ បន្ទាប់មក ដោយប្រើតម្លៃដែលទទួលបាន គណនាចំណាកផ្ចិតសមមូល ដើម្បីគណនាសសរជាសសរខ្លី ។ ប្រសិនបើ $kl_u / r > 100$ អនុវត្ត second-order analysis ។
3. គណនាសសរខ្លីសមមូល ។ Flowchart នៅក្នុងរូបទី ៨.១៤ បង្ហាញពីជំហាននៃការគណនា ។ សមីការចាំបាច់មាននៅក្នុងចំណុច ២ និងនៅក្នុង flowchart ។

៨.១០. សិក្សាគណនាសសរប្រកុងត្រាំងវែង

Design of Slender (Long) Prestressed Column

ឧទាហរណ៍ ៨.២: Square tied prestressed bonded column ជាផ្នែករបស់គ្រោងអគារ 5×3 bays ដែលរងការពត់តាមអ័ក្សមួយ (uniaxial bending) ។ Clear height របស់វាគឺ $l_u = 15 \text{ ft} (4.54 \text{ in.})$ ហើយវាមិនត្រូវបានគេពង្រឹងប្រឆាំងនឹង sidesway ទេ ។ បន្ទុកខាងក្រៅមេគុណ $P_u = 300,000 \text{ lb} (1,334 \text{ kN})$ និងម៉ូម៉ង់ចុងមេគុណគឺ $M_1 = 425,000 \text{ in.} - \text{lb} (48 \text{ kN.m})$ និង $M_2 = 750,000 \text{ in.} - \text{lb} (84.8 \text{ kN.m})$ ។ សិក្សាគណនាមុខកាត់សសរ និងដៃកពង្រឹងចាំបាច់សម្រាប់លក្ខខណ្ឌពីរខាងក្រោម៖

1. គិតតែបន្ទុកទំនាញប៉ុណ្ណោះ ដោយសន្មត់ថាលateral sidesway ដែលបណ្តាលពីខ្យល់
2. ឧបមា sidesway wind effect បង្កឱ្យមានបន្ទុកមេគុណ $P_u = 24,000 \text{ lb} (107 \text{ kN})$ និងម៉ូម៉ង់មេគុណ $M_u = 220,000 \text{ lb} (24.9 \text{ kN.m})$ ។ បន្ទុកក្នុងមួយជាន់នៃសសរទាំងអស់នៅត្រង់នីមួយៗនោះគឺ $\sum P_u = 4.5 \cdot 10^6 \text{ lb} (20 \cdot 10^3 \text{ kN})$ និង $\sum P_c = 31.0 \cdot 10^6 \text{ lb} (138 \cdot 10^3 \text{ kN})$ ។ ប្រើ 270-K stress-relieved prestressing strand អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}$ ។ គេឱ្យទិន្នន័យដូចខាងក្រោម៖

$$\beta_d = 0.4$$

$$\psi_A = 1.0$$

$$\psi_B = 2.0$$

$$f'_c = 6,000 \text{ psi} (41.4 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 150,000 \text{ psi} (1,034 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 28 \cdot 10^6 \text{ psi} (200 \cdot 10^3 \text{ MPa})$$

$$\varepsilon_{cu} = 0.003 \text{ in.} / \text{in.} \quad \text{នៅពេលបាក់}$$

$$\varepsilon_{ce} = 0.0005 \text{ in./in.} \quad \text{នៅពេល } P_e \text{ ធ្វើអំពើលើមុខកាត់}$$

$$d' = 2 \text{ in. (50.8 mm)}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi (414 MPa)} \quad \text{សម្រាប់ដែកកង}$$

ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងរវាងកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងរបស់ដែកប្រែកុងត្រាំងគឺដូចនៅក្នុងរូបទី ៨.៧ ។

ដំណោះស្រាយ:

$$\varepsilon_{pe} = 0.0052 \text{ in./in.} \quad \text{ពីដ្យាក្រាម stress-strain នៃរូបទី ៨.៧ ដែលត្រូវគ្នានឹង } f_{pe} = 150,000 \text{ psi} \quad \text{។}$$

$$\text{ស្រដៀងគ្នា } \varepsilon_{py} \cong 0.012 \text{ in./in.} \quad \text{ពីរូបដូចគ្នា ដែលត្រូវគ្នានឹង } f_{py} = 260,000 \text{ psi} \quad \text{។}$$

1. សម្រាប់តែបន្ទុកទំនាញ (gravity load only)

ត្រួតពិនិត្យសម្រាប់ no sidesway និងចំណាកផ្ចិតអតិបរមា (ជំហាន 1)

ដោយសារគ្រោងមិនមាន sidesway ធំ, យើងយក M_{2ns} ជា M_2 ទាំងមូល ហើយគេយក magnification factor សម្រាប់ sidesway $\delta_s = 0$ នៅក្នុងសមីការ 8.15 ។ តាមរយៈ trial and adjustment, យើងអាចសន្មត់មុខកាត់សសរ និងធ្វើការសិក្សាវិភាគ ។ ដូចនេះ យើងសាកល្បងមុខកាត់ $15 \text{ in.} \times 15 \text{ in.}$

(381 mm $\times$ 381 mm) ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.១៥ (a) ហើយយើងបាន

$$\text{ចំណាកផ្ចិតជាក់ស្តែង} = \frac{M_{2ns}}{P_u} = \frac{750,000}{300,000} = 2.50 \text{ in. (63.5 mm)}$$

$$\begin{aligned} \text{ចំណាកផ្ចិតអនុញ្ញាតអប្បបរមា} &= 0.6 + 0.03h = 0.6 + 0.03 \times 15 \\ &= 1.05 \text{ in. (2.67 mm)} < 2.50 \text{ in.} \end{aligned}$$

ដូចនេះ យក $M_{2ns} = 750,000 \text{ in.-lb}$ ជាម៉ូម៉ង់ដែលធំជាងគេក្នុងចំណោម M_1 និង M_2 នៅលើសសរ ។

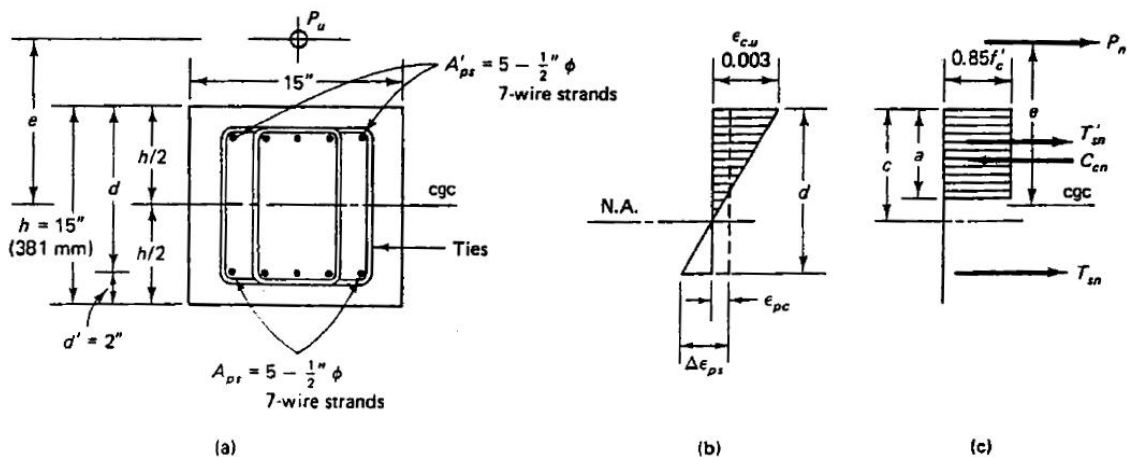


Figure 8.15 Proposed column section geometry in Example 8.2. (a) Cross-sectional details. (b) Strain distribution. (c) Stress block and forces.

គណនាចំណាកផ្ចិតដែលត្រូវប្រើសម្រាប់សសរខ្លីសមមូល (ជំហាន 2)

ពី chart នៅក្នុងរូបទី 8.12 (b), $k = 1.45$ និង slenderness ratio គឺ

$$\frac{kl_u}{r} = \frac{1.45 \times 15 \times 12}{0.3 \times 15} = 58.0$$

ដោយសារ $58 > 22$ តែ < 100 ប្រើ moment magnification method ។ យើងបាន

$$E_c = 33w^{1.5} \sqrt{f'_c} = 33 \times 145^{1.5} \sqrt{6,000} = 4.46 \times 10^6 \text{ psi} (32 \cdot 10^3 \text{ MPa})$$

$$I_g = \frac{15(15)^3}{12} = 4,218.8 \text{ in.}^4$$

$$EI = \frac{E_c I_g / 2.5}{1 + \beta_d} = \frac{4.46 \cdot 10^6 \times 4,218.3}{2.5} \times \frac{1}{1 - 0.4}$$

$$= 5.34 \cdot 10^9 \text{ lb.} - \text{in}^2$$

$$(kl_u)^2 = (1.45 \times 15 \times 12)^2 = 68.1 \times 10^3 \text{ in.}^2$$

ដូចនេះ

$$P_c = \text{Euler buckling load} = \frac{\pi^2 EI}{(kl_u)^2} = \frac{\pi^2 \times 5.34 \cdot 10^9}{68.1 \cdot 10^3}$$

$$= 773,132 \text{ lb} = 773.1 \text{ kips} (3,439 \text{ kN})$$

$C_m = 1.0$ សម្រាប់ nonbraced column ។ សន្មត $\phi = 0.65$ ។ នោះយើងមាន

$$\text{Moment magnifier } \delta_{ns} = \frac{C_m}{1 - \frac{P_u}{0.75 P_c}} = \frac{1.0}{1 - \frac{300,000}{0.75 \times 773,132}} = 2.07$$

$$\text{Design moment } M_c = \delta_{ns} M_{2ns} = 2.07 \times 750,000$$

$$= 1,552,500 \text{ in.} - \text{lb} (184 \text{ kN.m})$$

$$P_n \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{P_u}{\phi} = \frac{300,000}{0.65} = 461,538 \text{ lb} (2053 \text{ kN})$$

$$M_n \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{1,552,500}{0.65} = 2,388.462 \text{ in.} - \text{lb} (291 \text{ kN.m})$$

$$\text{ចំណាកផ្ចិត } e = \frac{2,388,462}{461,538} = 5.18 \text{ in.} (131 \text{ mm})$$

សិក្សាគណនាសសរខ្លីសមមូល (equivalent nonslender column) (ជំហាន 3)

សសរសមមូលត្រូវទ្រ nominal axial load $P_n = 461,538 \text{ lb}$ និង nominal uniaxial moment

អប្បបរមា $M_n = 2,388,462 \text{ in.} - \text{lb}$ ។

ដើម្បីសិក្សាគណនា equivalent nonslender column, យើងសិក្សាវិភាគមុខកាត់សសរដែលបានសន្មត $15 \text{ in.} \times 15 \text{ in.}$ ដែលប្រើ 7-wire stress-relieved strands អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}$ ចំនួន 5 នៅលើផ្ទៃនីមួយៗរបស់មុខទាំងពីរដែលស្របទៅនឹងអ័ក្សណ័ត ដូចឃើញនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៨.១ ។ នោះ

$$A_{ps} = A'_{ps} = 5 \times 0.153 = 0.765 \text{ in.}^2 (4.94 \text{ cm}^2)$$

Balanced Limit Strain Failure Condition

$$d = h - 2 = 15 - 2 = 13 \text{ in.} (330 \text{ mm})$$

ដោយប្រៀបធៀបជាមួយនឹងឧទាហរណ៍ ៨.១ និងដោយប្រើ trial and adjustment នោះកម្ពស់អ័ក្សណឺតដែលសមស្របសម្រាប់ balanced condition គួរមានតម្លៃ $c_b = 8.3 \text{ in.} (211 \text{ mm})$ ។ នោះ

$$a_b = \beta_1 \times c_b = 0.75 \times 8.3 = 6.23 \text{ in.} (158 \text{ mm}) \text{ ។}$$

ពីរូបទី ៨.៣

$$C_{cn} = 0.85 \times 6,000 \times 15 \times 6.23 = 476,595 \text{ lb} (2,119 \text{ kN})$$

ពីសមីការ 8.5

$$\begin{aligned} T'_{sn} &= 0.765 \times 28 \cdot 10^6 \left[0.0052 - 0.003 \left(\frac{8.3 - 2}{8.3} \right) + 0.0005 \right] \\ &= 73,318 \text{ lb} (385 \text{ kN}) \end{aligned}$$

ពីសមីការ 8.6

$$\begin{aligned} T_{sn} &= 0.765 \times 28 \cdot 10^6 \left[0.0052 + 0.003 \left(\frac{13 - 8.3}{8.3} \right) + 0.0005 \right] \\ &= 158,482 \text{ lb} (704 \text{ kN}) \end{aligned}$$

ពីសមីការ 8.2, សម្រាប់ករណី “balanced” strain limit ($c / d_t = 0.60$)

$$\begin{aligned} P_{nb} &= C_{cn} - T'_{sn} - T_{sn} \\ &= 476,595 - 73,318 - 158,482 \\ &= 229,310 \text{ lb} (1,020 \text{ kN}) \end{aligned}$$

ពីសមីការ 8.7, សម្រាប់ករណី “balanced” strain limit ($c / d_t = 0.60$)

$$\begin{aligned} M_{nb} &= 476,595 \left(\frac{15}{2} - \frac{6.23}{2} \right) = 73,318 \left(\frac{15}{2} - 2 \right) + 158,482 \left(13 - \frac{15}{2} \right) \\ &= 2,103,124 \text{ in.} - \text{lb} (237.7 \text{ kN.m}) \\ e_b &= \frac{M_{nb}}{P_{nb}} = \frac{2,103,124}{229,310} = 9.17 \text{ in.} (233 \text{ mm}) > e \text{ ជាក់ស្តែង} = 5.18 \text{ in.} \end{aligned}$$

សសរប្រកុងត្រាំងដែលរងបន្ទុកដែលមានចំណាកផ្ចិតតូចនឹងបាក់ដោយការសង្កត់ ។ ហើយ $\phi = 0.65$ ដូចការសន្មត់ ។

សន្មត់កម្ពស់អ័ក្សណឺត $c = 12 \text{ in.}$

$$a = \beta_1 c = 0.75 \times 12 = 9.0 \text{ in.}$$

ពីសមីការ 8.1a

$$C_{cn} = 0.85 f'_c ba = 0.85 \times 6,000 \times 15 \times 9 = 688,500 lb$$

ពិសមីការ 8.5

$$\begin{aligned} T'_{sn} &= A'_{ps} E_{ps} \left[\varepsilon_{pe} - \varepsilon_{cu} \left(\frac{c-d'}{c} \right) + \varepsilon_{ce} \right] \\ &= 0.765 \times 28 \cdot 10^6 \left[0.0052 - 0.003 \left(\frac{12-2}{12} \right) + 0.0005 \right] \\ &= 68,544 lb \end{aligned}$$

ពិសមីការ 8.6

$$\begin{aligned} T_{sn} &= A_{ps} E_{ps} \left[\varepsilon_{pe} + \varepsilon_{cu} \left(\frac{d-c}{c} \right) + \varepsilon_{ce} \right] \\ &= 0.765 \times 28 \cdot 10^6 \left[0.0052 + 0.003 \left(\frac{13-12}{12} \right) + 0.0005 \right] \\ &= 127,449 lb \end{aligned}$$

ពិសមីការ 8.2

$$\begin{aligned} P_n &= C_{cn} - T'_{sn} - T_{sn} \\ P_n \text{ ដែលអាចមាន} &= 688,500 - 68,544 - 127,449 \\ &= 492,507 lb > P_n \text{ ដែលត្រូវការ} = 461,538 lb \end{aligned}$$

ដូចនេះ យើងបន្តទៅ trial-and-adjustment ជំនីពីរ

សន្មត់កម្ពស់អ័ក្សណិត $c = 11.2 in.$

$$a = \beta_1 c = 0.75 \times 11.2 = 8.4 in.$$

$$C_{cn} = 0.85 f'_c ba = 0.85 \times 6,000 \times 15 \times 8.4 = 642,600 lb$$

$$\begin{aligned} T'_{sn} &= 0.765 \times 28 \cdot 10^6 \left[0.0052 - 0.003 \left(\frac{11.2-2}{11.2} \right) + 0.0005 \right] \\ &= 69,309 lb \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} T_{sn} &= 0.765 \times 28 \cdot 10^6 \left[0.0052 + 0.003 \left(\frac{13-11.2}{11.2} \right) + 0.0005 \right] \\ &= 132,421 lb \end{aligned}$$

$$P_n \text{ ដែលអាចមាន} = 642,600 - 69,309 - 132,421$$

$$= 440,870 lb \text{ ខណៈដែល } P_n \text{ ដែលត្រូវការ} = 461,538 lb \text{ O.K ។}$$

ដោយសារ moment capacity ធំជាង M_n ដែលត្រូវការ ។ ការកើនឡើងដ៏តិចតួចបំផុតរបស់កម្ពស់មុខកាត់អាច

យកឈ្នះលើភាពខុសគ្នាតិចតួចរវាង P_n ដែលត្រូវការ និង P_n ដែលអាចមាន ។

ពីសមីការ 8.7

$$\begin{aligned}
 M_n &= C_{cn} \left(\frac{h}{2} - \frac{a}{2} \right)^2 - T'_{sn} \left(\frac{h}{2} - d' \right)^2 + T_{sn} \left(d - \frac{h}{2} \right)^2 \\
 &= 642,600 \left(\frac{15}{2} - \frac{8.4}{2} \right)^2 - 69,309 \left(\frac{15}{2} - 2 \right)^2 + 132,421 \left(13 - \frac{15}{2} \right)^2 \\
 &= 2,467,696 \text{ in.} - \text{lb} > 2,338,462 \text{ in.} - \text{lb} (678.8 \text{ kN.m} > 250 \text{ kN.m}) \text{ O.K.} \\
 e &= \frac{2,467,696}{448,870} = 5.5 \approx e \text{ ជាក់ស្តែង} = 5.18 \text{ in.} \quad \text{ទទួលយកបាន}
 \end{aligned}$$

ដូចនេះ ទទួលយកមុខកាត់ $15 \text{ in.} \times 15 \text{ in.}$ ជាមួយនឹង 7-wire stress-relieved 270-K strand អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}$

ចំនួន 5 នៅជ្រុងនីមួយៗនៃផ្ទៃដែលនៅស្របនឹងអ័ក្សណ័ត ។ បន្ទាប់មក សិក្សាគណនាដៃកកង (transverse tie) ដែលចាំបាច់ ។

2. សម្រាប់បន្ទុកទំនាញ និងបន្ទុកខ្យល់ (gravity and wind loading [sideway])

ពីដំណោះស្រាយចំណុចទី 1 យើងមាន

$$P_e = 773,132 \text{ lb} \text{ និង } U = 1.2D + 1.0L + 1.6W \text{ ។ ហើយ } U = 0.9D + 1.6W \text{ (មិនលុប) ។}$$

$$P_u = (300,000 + 24,000) = 324,000 \text{ lb} , M_{2b} = 750,000 \text{ in.} - \text{lb} \text{ និង } M_{2t} = 220,000 \text{ in.} - \text{lb} \text{ ។}$$

ត្រួតពិនិត្យថា gravity moment ត្រូវការម៉ូម៉ង់បន្ថែមឬអត់

$$\frac{35}{\sqrt{\frac{P_u}{f'_c A_t}}} = \frac{35}{\sqrt{\frac{324,000}{6,000 \times 225}}} = 71.4 > \frac{l_u}{r} = 40$$

ដូចនេះ gravity moment M_{2b} មិនត្រូវការម៉ូម៉ង់បន្ថែមទេ

ពីសមីការ 8.16(b)

$$\delta_s = \frac{1.0}{1 - \frac{\sum P_u}{0.75 \sum P_c}} = \frac{1.0}{1 - \frac{4.5 \cdot 10^6}{0.75 \times 31.0 \cdot 10^6}} = 1.24$$

ពីសមីការ 8.15

$$\begin{aligned}
 M_c &= M_{2ns} + \delta_s M_{2s} = 750,000 + 1.24 \times 220,000 \\
 &= 1,022,800 \text{ in.} - \text{lb}
 \end{aligned}$$

$$P_n \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{324,000}{0.65} = 498,462 \text{ lb}$$

$$M_n \text{ ដែលត្រូវការ} = \frac{1,022,800}{0.65} = 1,573,538 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\text{ចំណាត់ផ្ចិត } e = \frac{1,573,538}{498,462} = 3.16 \text{ in.} < e_b = 9.17 \text{ in.} < e \text{ ជាក់ស្តែង} = 5.18 \text{ in.}$$

ដូចនេះ វាកើតមាន initial compression failure ។ ហើយ $M_n = 1,573,538 \text{ in.} - \text{lb}$
 $< M_n = 2,388,462 \text{ in.} - \text{lb}$ នៅក្នុងករណីទី 1 ។

លក្ខខណ្ឌសម្រាប់ករណីទី 2 ដែលមាន sidesway អត់លុប, ដោយសារតែវានៅតែបាក់ដោយសារការសង្កត់ដដែល ។ ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ M_n មានតម្លៃតូចជាងម៉ូម៉ង់សម្រាប់ករណីទី 1 ហើយចំណាកផ្ចិតក៏មានតម្លៃតូចជាងករណីទី 1 ដែរ ។ ដូចនេះ ទទួលយកមុខកាត់ដូចករណីទី 1 គឺ $15 \text{ in.} \times 15 \text{ in.}$ ជាមួយនឹង 7-wire stress-relieved 270-K strand អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}$ ចំនួន 5 នៅជ្រុងនីមួយៗនៃផ្ទៃដែលនៅស្របនឹងអ័ក្សណឺត ។

៨.១១. អង្កត់រងការសង្កត់រងការពត់ពីរទិស

Compression Members in Biaxial Bending

៨.១១.ក. Exact Method of Analysis

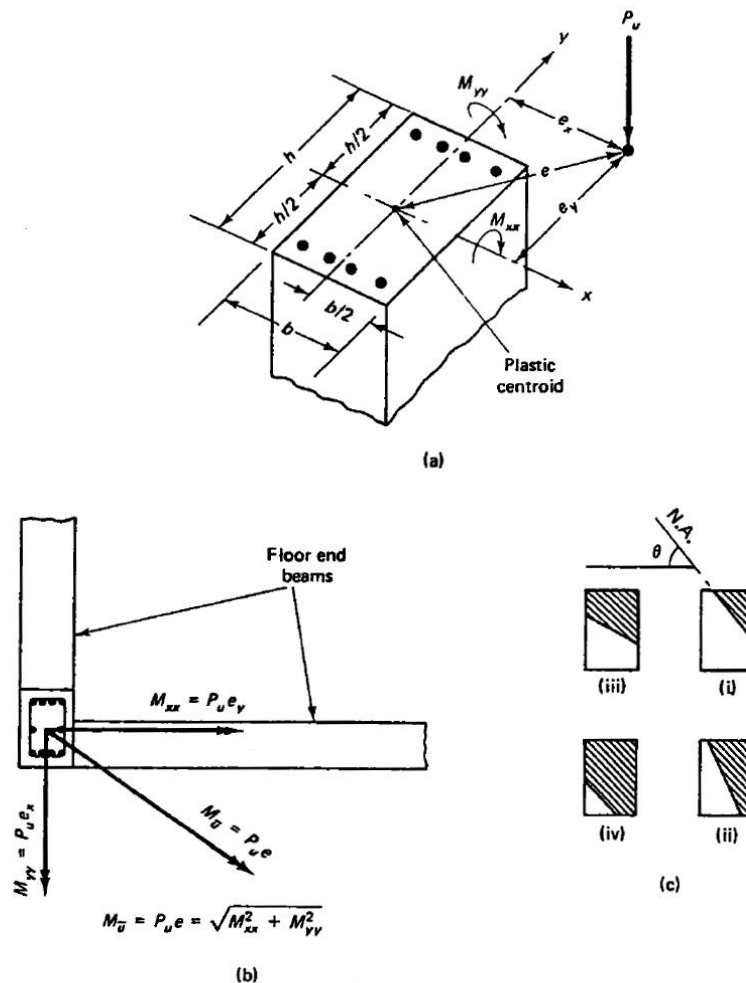


Figure 8.16 Corner column subjected to axial load. (a) Biaxially stressed column cross section. (b) Vector moments M_{xx} and M_{yy} in column plan. (c) Neutral axis direction.

សសរដែលនៅកាច់ជ្រុងរបស់អគារជាអង្កត់រងការសង្កត់ដែលប្រឈមនឹងការពត់ពីរទិសគឺធៀបនឹងអ័ក្ស x និងអ័ក្ស y ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.១៦ ។ ម៉ូម៉ង់ពត់ពីរទិសនេះកើតមានដោយសារបន្ទុកមិនស្មើគ្នានៅលើល្វែងក្បែរ ហើយជាពិសេសវាកើតមាននៅលើសសរស្ពាន (bridge pier) ។ សសរបែបនេះរងនូវម៉ូម៉ង់ M_{xx} ធៀបនឹងអ័ក្ស x ដែលបង្កើតចំណាកផ្ចិត e_y និងរងនូវម៉ូម៉ង់ M_{yy} ធៀបនឹងអ័ក្ស y ដែលបង្កើតចំណាកផ្ចិត e_x ។ ដូចនេះអ័ក្សលើតស្ថិតនៅលើបន្ទាត់ទ្រេតដែលផ្ទុកបានមុំ θ ជាមួយនឹងបន្ទាត់ដេក ។

មុំ θ អាស្រ័យនឹង interaction នៃម៉ូម៉ង់ពត់ធៀបអ័ក្សទាំងពីរ ជាមួយនឹងទំហំនៃបន្ទុកសរុប P_u ។ ក្រឡាផ្ទៃរងការសង្កត់ (compressive area) នៅក្នុងមុខកាត់សសរអាចមានទម្រង់ណាមួយដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.១៦ (c) ។ ដោយសារសសរបែបនេះត្រូវបានកំណត់ពីគោលការណ៍ទីមួយ គេអនុញ្ញាតឱ្យប្រើវិធីសាស្ត្រ trial-and-adjustment នៅពេលដែល compatibility of strain ត្រូវបានរក្សានៅត្រង់គ្រប់នីមួយៗទាំងអស់របស់ដេកពង្រឹង ។ គេត្រូវការការគណនាបន្ថែមទៀត ដោយសារទីតាំងរបស់ ប្លង់អ័ក្សលើតទ្រេត និងទម្រង់របស់ក្រឡាផ្ទៃរងការសង្កត់របស់បេតុងអាចមានទម្រង់បួនខុសគ្នា ។

រូបទី ៨.១៧ បង្ហាញពីការពង្រាយបម្រែបម្រួលរាងធៀប និងបង្ហាញពីកម្លាំងនៅលើមុខកាត់សសរចតុកោណដែលរងបន្ទុកពីរអ័ក្ស ។ G_c ជាទីប្រជុំទម្ងន់ក្រឡាផ្ទៃសង្កត់របស់បេតុង ដែលមានកូអរដោនេ x_c និង y_c ពីអ័ក្ស លើតតាមអ័ក្ស x និង y រៀងគ្នា ។ G_{st} ជាទីតាំងផ្ទុប (resultant position) របស់កម្លាំងដេកនៅក្នុងក្រឡាផ្ទៃរងការទាញដែលមានទីតាំងកូអរដោនេ x_{st} និង y_{st} ពីអ័ក្សលើតតាមអ័ក្ស x និង y រៀងគ្នា ។ ពិសមីការលំនឹងនៃកម្លាំងខាងក្នុង និងខាងក្រៅ

$$P_n = 0.85 f'_c A_c + F_{sc} - F_{st} \quad (8.25)$$

ដែល A_c = ក្រឡាផ្ទៃនៃតំបន់សង្កត់ដែលគ្របដណ្តប់ដោយប្លុកក្នុងត្រាំងចតុកោណ

$$F_{sc} = \text{កម្លាំងផ្ទុបរបស់ដេកសង្កត់} (\sum A'_s f_{sc})$$

$$F_{st} = \text{កម្លាំងផ្ទុបរបស់ដេកទាញ} (\sum A_s f_{st})$$

ដូចគ្នា ពិសមីការលំនឹងនៃម៉ូម៉ង់ខាងក្នុង និងម៉ូម៉ង់ខាងក្រៅ

$$P_n e_x = 0.85 f'_c A_c x_c + F_{sc} x_{sc} + F_{st} x_{st} \quad (8.26a)$$

$$P_n e_y = 0.85 f'_c A_c y_c + F_{sc} y_{sc} + F_{st} y_{st} \quad (8.26b)$$

គេត្រូវសន្មត់ទីតាំងរបស់អ័ក្សលើតនៅក្នុងការសាកល្បងនីមួយៗ ហើយក្នុងត្រាំងដែលគណនានៅក្នុងដេកពង្រឹងនីមួយៗមានសមីការដូចខាងក្រោម

$$f_{si} = E_s \varepsilon_{si} = E_c \varepsilon_c \frac{S_i}{C} < f_y \quad (8.27)$$

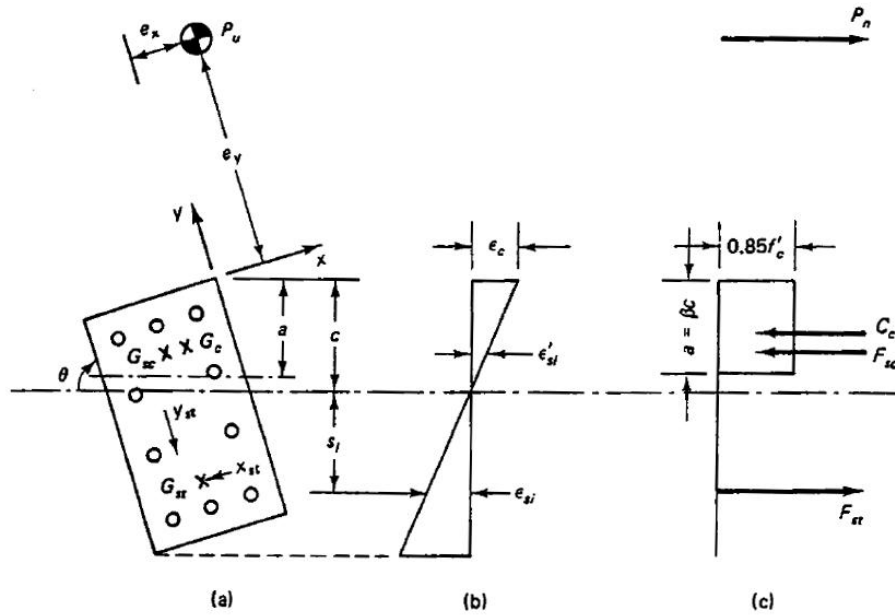


Figure 8.17 Strain compatibility and forces in biaxially loaded rectangular columns. (a) Cross section. (b) Strain. (c) Forces.

៨.១១.២. Load Contour Method of Analysis

វិធីដែលផ្តល់ដំណោះស្រាយយ៉ាងលឿនជាការសិក្សាគណនាសរសរស្រាប់ផលបូកវ៉ិចទ័រនៃ M_{xx} និង M_{yy} ហើយប្រើ circular reinforcing cage នៅក្នុងមុខកាត់ការសម្រាប់សសរនៅត្រង់កាច់ជ្រុង។ ប៉ុន្តែ វិធីសាស្ត្រមិនផ្តល់លក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចនៅក្នុងករណីភាគច្រើនទេ។ វិធីសិក្សាគណនាផ្សេងទៀតដែលផ្ទៀងផ្ទាត់ដោយការពិសោធគឺ ការបំប្លែងម៉ូម៉ង់ពីរទិសឱ្យទៅជាម៉ូម៉ង់មួយទិសសមមូល (equivalent uniaxial moment) និងចំណាកផ្ចិតមួយទិសសមមូល (equivalent uniaxial eccentricity)។ បន្ទាប់មក គេអាចសិក្សាគណនាមុខកាត់សម្រាប់ការពត់មួយទិស (ដូចការរៀបរាប់ពីខាងលើក្នុងមេរៀននេះ) ដើម្បីទប់នឹងម៉ូម៉ង់ពត់ពីរទិសមេគុណជាក់ស្តែង។

វិធីបែបនេះពិចារណា failure surface ជំនួសឱ្យ failure planes ហើយជាទូទៅគេឱ្យឈ្មោះថា Bresler-Parme contour method។ វិធីនេះកាត់ three-dimensional failure surfaces នៅក្នុងរូបទី ៨.១៨ ត្រង់តម្លៃថេរ P_n ដើម្បីទទួលបាន interaction plane ដែលទាក់ទងនឹង M_{nx} និង M_{ny} ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត contour surface S ជាផ្ទៃកោងដែលរួមបញ្ចូលនូវគ្រួសាររបស់ខ្សែកោង ដែលគេឱ្យឈ្មោះថា load contour។

សមីការគ្មានខ្នាតទូទៅ (general nondimensional equation) សម្រាប់ load contour ក្រោមអំពើបន្ទុកថេរ P_n គឺ

$$\left(\frac{M_{nx}}{M_{ox}} \right)^{\alpha_1} + \left(\frac{M_{ny}}{M_{oy}} \right)^{\alpha_2} = 1.0 \quad (8.28)$$

ដែល $M_{nx} = P_n e_y$

$$M_{ny} = P_n e_x$$

$$M_{ox} = M_{nx} \text{ ត្រង់បន្ទុកតាមអ័ក្ស } P_n \text{ ដែល } M_{ny} \text{ ឬ } e_x = 0$$

$$M_{oy} = M_{ny} \text{ ត្រង់បន្ទុកតាមអ័ក្ស } P_n \text{ ដែល } M_{nx} \text{ ឬ } e_y = 0$$

ម៉ូម៉ង់ M_{ox} និង M_{oy} ជាលីនេអ៊ែរម៉ូម៉ង់ដែលទប់ទល់សមមូលតម្រូវការ (required equivalent resisting moment strength) ធៀបអ័ក្ស x និងអ័ក្ស y រៀងគ្នា ដែល α_1 និង α_2 ជានិស្សន្ទដែលអាស្រ័យនឹងរាងធរណីមាត្រមុខកាត់ ភាគរយដែក ទីតាំងរបស់ដែក និងកុងត្រាំងសម្ភារៈ f'_c និង f_y ។

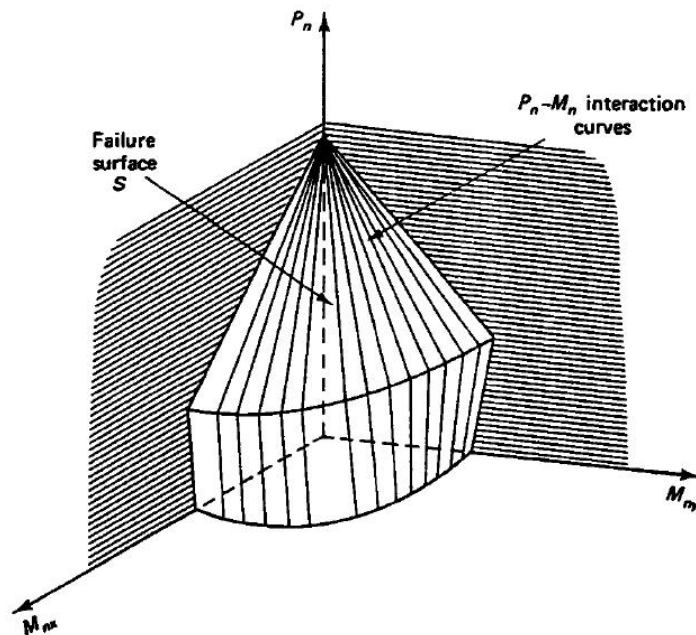


Figure 8.18 Failure interaction surface for biaxial column bending.

គេអាចសម្រួលសមីការ ៨.២៨ ដោយប្រើនិស្សន្ទធម្មតា និងដោយបញ្ចូលមេគុណ β សម្រាប់តម្លៃបន្ទុកតាមអ័ក្សពិសេស P_n មួយ ដែលផលធៀប M_{nx} / M_{ny} គួរមានតម្លៃដូចគ្នានឹងផលធៀប M_{ox} / M_{oy} ។ ការសម្រួលបែបនេះនាំឱ្យគេបាន

$$\left(\frac{M_{nx}}{M_{ox}} \right)^\alpha + \left(\frac{M_{ny}}{M_{oy}} \right)^\alpha = 1.0 \quad (8.29)$$

ដែល $\alpha = \log 0.5 / \log \beta$ ។ រូបទី ៨.១៩ បង្ហាញពីដ្យាក្រាម contour ABC ពីសមីការ 8.27 ។

សម្រាប់ការសិក្សាគណនា, គេគិតខ្សែ contour ជាបន្ទាត់ត្រង់ AB និង BC ដោយតម្លៃប្រហាក់ប្រហែល ហើយគេអាចសម្រួលសមីការ 8.29 ជាពីរករណី:

1. សម្រាប់ AB នៅពេលដែល $M_{ny} / M_{oy} < M_{nx} / M_{ox}$

$$\frac{M_{nx}}{M_{ox}} + \frac{M_{ny}}{M_{oy}} \left[\frac{1-\beta}{\beta} \right] = 1.0 \quad (8.30a)$$

2. សម្រាប់ BC នៅពេលដែល $M_{ny} / M_{oy} > M_{nx} / M_{ox}$

$$\frac{M_{ny}}{M_{oy}} + \frac{M_{nx}}{M_{ox}} \left[\frac{1-\beta}{\beta} \right] = 1.0 \quad (8.30b)$$

នៅក្នុងសមីការទាំងពីរខាងលើនេះ រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់តាមអ័ក្សមួយសមមូលដែលលុបជាក់ស្តែង (actual controlling equivalent uniaxial moment strength) M_{oxn} ឬ $M_{oy n}$ យ៉ាងហោចណាស់ត្រូវសមមូលទៅនឹង required controlling moment strength M_{ox} និង M_{oy} នៃមុខកាត់សសរដែលជ្រើសរើស ។

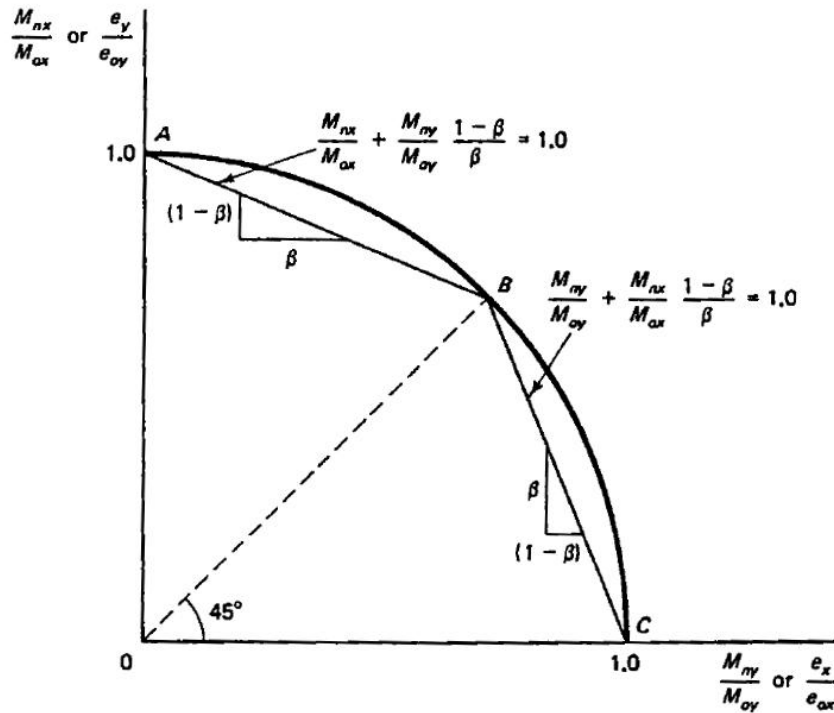


Figure 8.19 Modified interaction contour plot of constant P_n for biaxially loaded column.

សម្រាប់មុខកាត់តុកោណដែលគេពង្រាយដៃកដោយបរិមាណស្មើគ្នាគ្រប់ជ្រុងទាំងអស់របស់មុខកាត់សសរ នោះគេអាចយកផលធៀប M_{oy} / M_{ox} ប្រហែលស្មើនឹង b / h ។ នៅក្នុងករណីនេះ គេអាចសម្រួលសមីការ

8.30 ដូចខាងក្រោម

1. សម្រាប់ $\frac{M_{ny}}{M_{nx}} > \frac{b}{h}$

$$M_{ny} + M_{nx} \frac{b}{h} \frac{1-\beta}{\beta} \cong M_{oy} \quad (8.31a)$$

$$2. \text{ សម្រាប់ } \frac{M_{ny}}{M_{nx}} \leq \frac{b}{h}$$

$$M_{nx} + M_{ny} \frac{h}{b} \frac{1-\beta}{\beta} \cong M_{ox} \quad (8.31b)$$

Controlling required moment strength M_{ox} ឬ M_{oy} សម្រាប់ការសិក្សាគណនាមុខកាត់គឺជាតម្លៃដែលធំជាងគេក្នុងចំណោមតម្លៃទាំងពីរដែលកំណត់នៅក្នុងសមីការ 8.31 ។

គេប្រើដ្យាក្រាមនៅក្នុងរូបទី ៨.២០ ក្នុងការជ្រើសរើស β ក្នុងការវិភាគ និងសិក្សាគណនាសសរ ។ ជាការពិត គេអាចនិយាយថា modified load-contour នៅក្នុងសមីការ 8.31 ជាវិធីសម្រាប់កំណត់ equivalent required moment strength M_{ox} និង M_{oy} សម្រាប់សិក្សាគណនាសសរ ប្រសិនបើវាអនុវត្តតាមទិសមួយ ។

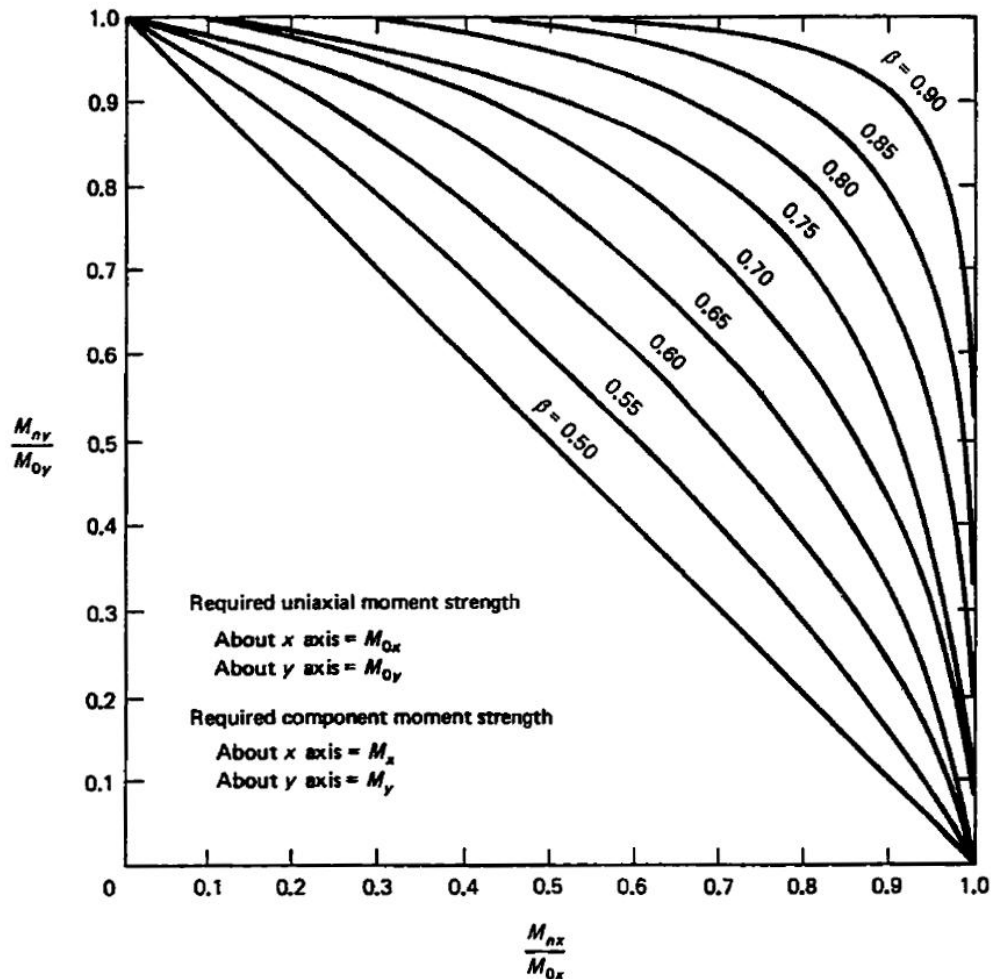


Figure 8.20 Contour β -factor chart for rectangular columns in biaxial bending.

៨.១១.គ. Step-by-Step Operational Procedure for the Design of Biaxially Loaded Columns

គេអាចប្រើជំហានខាងក្រោមជាគោលការណ៍ណែនាំសម្រាប់សិក្សាគណនាសសរដែលរងការពត់តាមទិស x និងទិស y ។ វិធីសាស្ត្រសន្មត់ក្រឡាផ្ទៃដែកនៅគ្រប់ជ្រុងទាំងបួនរបស់សសរមានបរិមាណស្មើគ្នា ។

1. គណនា uniaxial bending moment ដោយសន្មត់ចំនួនដែកនៅលើជ្រុងនីមួយៗរបស់សសរស្មើគ្នា ។ សន្មត់តម្លៃរបស់ interaction contour factor β នៅចន្លោះ 0.50 និង 0.70 និងផលធៀបរបស់ h/b ។ ផលធៀបនេះអាចមានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលនឹង M_{nx}/M_{ny} ។ ដោយប្រើសមីការ 8.31 កំណត់ equivalent required uniaxial moment M_{ox} ឬ M_{oy} ។ ប្រសិនបើ M_{nx} ធំជាង M_{ny} យក M_{ox} សម្រាប់ការគណនា និងផ្ទុយមកវិញ ។
2. សន្មត់មុខកាត់សម្រាប់សសរ និងផលធៀបដែក $\rho = \rho' \cong 0.01$ ទៅ 0.02 នៅលើជ្រុងនីមួយៗរបស់ជ្រុងទាំងពីរដែលស្របនឹងអ័ក្សនៃការពត់របស់ equivalent moment ណាដែលធំជាង ។ បន្ទាប់មកជ្រើសរើសមុខកាត់ដំបូងរបស់ដែក និងផ្ទៀងផ្ទាត់លទ្ធភាព P_n នៃមុខកាត់សសរដែលសន្មត់ ។ សម្រាប់ការសិក្សាគណនាដែលមានល្អៗពេញលេញ គេប្រើបរិមាណដែកបណ្តោយដូចគ្នានៅលើជ្រុងទាំងបួន ។
3. គណនា actual nominal moment strength M_{oxn} សម្រាប់ equivalent uniaxial bending ធៀបអ័ក្ស x នៅពេល $M_{oy} = 0$ ។ វាត្រូវមានតម្លៃយ៉ាងហោចណាស់សមមូលនឹង required moment strength M_{ox} ។
4. គណនា actual nominal moment strength $M_{oy n}$ សម្រាប់ equivalent uniaxial bending moment ធៀបអ័ក្ស y នៅពេលដែល $M_{ox} = 0$ ។
5. កំណត់ M_{ny} ដោយបញ្ចូល M_{nx}/M_{oxn} និងតម្លៃសាកល្បង β ទៅក្នុងដ្យាក្រាមខ្សែកោងមេគុណ β នៃរូបទី ៨.២០ ។
6. អនុវត្ត trial and adjustment លើកទីពីរ ដោយបង្កើនតម្លៃសន្មត់ β ប្រសិនបើតម្លៃ M_{ny} ដែលទទួលបានពីការបញ្ចូលទៅក្នុង chart តូចជាងតម្លៃ required M_{ny} ។ អនុវត្តជំហាននេះឡើងវិញរហូតដល់តម្លៃនៃ M_{ny} ខិតជិតគ្នា តាមរយៈការផ្លាស់ប្តូរ β ឬផ្លាស់ប្តូរមុខកាត់ ។
7. សិក្សាគណនា lateral ties និងលំអិតមុខកាត់ ។

Flowchart សម្រាប់ជំហានដំបូងក្នុងការកំណត់តម្លៃ controlling moment នៅក្នុង biaxially loaded column ត្រូវបានឱ្យនៅក្នុងរូបទី ៨.២១ ។

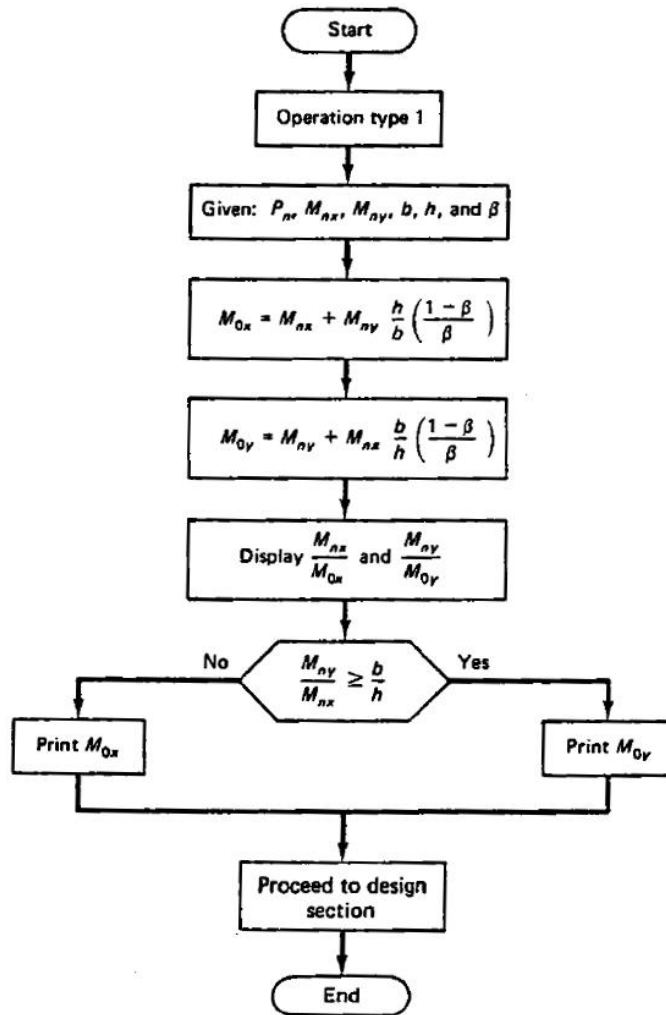


Figure 8.21 Flowchart for evaluation of controlling moment values in biaxially loaded columns.

៨.១២. ការពិចារណាក្នុងការសិក្សាគណនាអនុវត្តន៍

Practical Design Considerations

ខាងក្រោមជាគោលការណ៍ណែនាំសម្រាប់ការសិក្សាគណនា និងការតំរូវបង្កើតនៅក្នុងការសិក្សាគណនាអនុវត្តន៍ ។

៨.១២.ក. ដែកបណ្តោយ ឬដែកមេ (Longitudinal or Main Reinforcement)

ក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពមធ្យមនៅក្នុងបេតុងនៅក្នុងអង្គតំរូវការសង្កត់ប្រែក្នុងត្រាំងមិនគួរតូចជាង 225 psi (1.55 MPa) ។ តម្រូវការរបស់ code កំណត់ផលធៀបដែកអប្បបរមាបែបណាឱ្យអង្គតំរូវការសង្កត់ដែលរង

កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងតូច និងមានផលធៀបដែកមិនរងប្រែក្នុងត្រាំងអប្បបរមា 1% ។

៨.១២.២. ដែកខាងសម្រាប់សសរ (Lateral Reinforcement for Columns)

៨.១២.២.១. ដែកចំណងខាង (Lateral ties)

គេត្រូវការ lateral reinforcement ដើម្បីការពារ spalling របស់ concrete cover ឬ local buckling របស់ដែកបណ្តោយ ។ ដែកពង្រឹងខាងត្រូវមានទម្រង់ជា ties ដែលពង្រាយដោយចន្លោះស្មើតាមកម្ពស់របស់សសរ ។ ដែលបណ្តោយដែលមានគំលាតពីគ្នា 6in. គួរត្រូវបានទប់ដោយ lateral ties ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.២២ ។

គេត្រូវអនុវត្តតាមគោលការណ៍ណែនាំខាងក្រោមសម្រាប់ការជ្រើសរើសទំហំ និងគំលាតរបស់ ties:

1. ទំហំរបស់ដែកចំណង ឬដែកកង (tie) មិនត្រូវតូចជាង #3(9.5mm) ។
2. គំលាតបញ្ឈរសម្រាប់ tie មិនត្រូវធំជាង
 - (a) 48 ដងនៃអង្កត់ផ្ចិតរបស់ tie
 - (b) 16 ដងនៃអង្កត់ផ្ចិតរបស់ដែកបណ្តោយ
 - (c) ទំហំខាងត្រង់គេរបស់សសរ

រូបទី ៨.២២ បង្ហាញពីការតំរៀប tie សម្រាប់ដែកបណ្តោយ 4, 6 និង 8 នៅក្នុងមុខកាត់សសរ ។

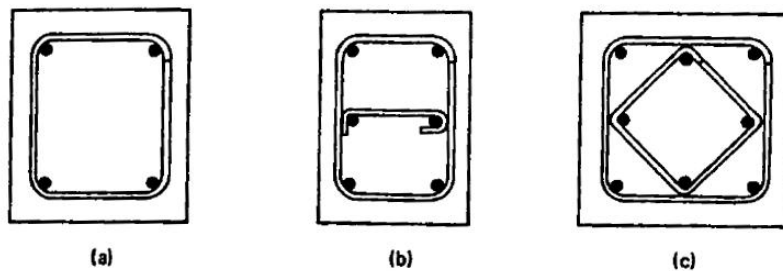


Figure 8.22 Typical arrangement of ties for four, six, and eight longitudinal bars in a column. (a) One tie. (b) Two ties. (c) Two ties.

៨.១២.២.២. ដែកកងវល្ល (Spirals)

ប្រភេទផ្សេងទៀតរបស់ lateral reinforcement គឺ spiral ឬ helical lateral reinforcement ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.២៣ ។ Spiral មានប្រយោជន៍ពិសេសក្នុងការបង្កើន ductility ឬ ភាពរឹងរបស់អង្កត់ដូចនេះគេស្នើឱ្យប្រើ spiral សម្រាប់តំបន់ដែលប្រឈមនឹងរញ្ជួយដ៏ខ្ពស់ ។ ជាទូទៅ បេតុងដែលព័ទ្ធជុំវិញ confined core នៃសសរដែលពង្រឹងដោយ spiral អាច spall ក្រោមអំពើ lateral force មិនធម្មតា និងភ្លាមៗដូចជាកម្លាំងរញ្ជួយដី ។ សសរត្រូវមានលទ្ធភាពទប់ទល់នឹងបន្ទុកភាគច្រើនបន្ទាប់ពីបេតុងការពារ spall ដើម្បី

ការពារការដួលរលំអគារ ។ ដូចនេះ គេត្រូវសិក្សាគណនាគំលាត និងទំហំរបស់ spiral ដើម្បីរក្សាលទ្ធភាពទ្របន្តក្រោយភាគច្រើនរបស់សសរ ទោះបីជាក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកគ្រោះថ្នាក់បែបនេះក៏ដោយ ។

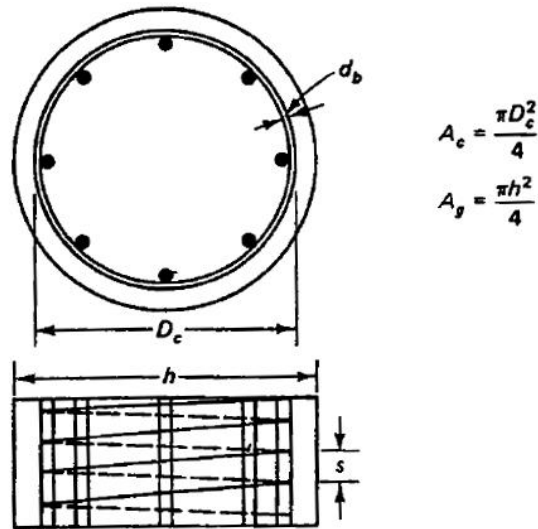


Figure 8.23 Helical or spiral reinforcement for columns.

Spiral reinforcement ដែលមានគំលាតជិតៗបង្កើន ultimate-load capacity របស់សសរ ។ គេត្រូវជ្រើសរើសគំលាត (spacing ឬ pitch) របស់ spacing ដើម្បីឱ្យ load capacity ដែលបានពី confining spiral action អាចទប់ទល់នឹងការបាត់បង់មុខកាត់បេតុងដោយសារ spalling ។

ដោយឱ្យការកើនឡើងនៃស្ថិតិស្តង់ដាដែលបណ្តាលពី confinement ស្មើនឹងការបាត់បង់ capacity ដោយសារ spalling ហើយបញ្ចូលមេគុណសុវត្ថិភាព 1.2 យើងទទួលបានផលធៀប spiral reinforcement អប្បបរមា

$$\rho_s = 0.45 \left(\frac{A_g}{A_c} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{sy}} \quad (8.32)$$

ដែល $\rho = \frac{\text{volume of the spiral steel per one revolution}}{\text{volume of concrete core contained in one revolution}}$

$$A_c = \frac{\pi D_c^2}{4} \quad (8.33a)$$

$$A_g = \frac{\pi h^2}{4} \quad (8.33b)$$

h = អង្កត់ផ្ចិតរបស់សសរ

a_s = ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់របស់ spiral

d_b = nominal diameter របស់ spiral

D_c = អង្កត់របស់ស្នូលបេតុង (concrete core) ដែលគិតពីផ្ទៃខាងក្រៅរបស់ spiral

f_{sy} = yield strength របស់ spiral reinforcement

ដើម្បីកំណត់ pitch s របស់ spiral, គណនា ρ_s ដោយប្រើសមីការ 8.33, ជ្រើសរើសអង្កត់ផ្ចិត d_b សម្រាប់ spiral, គណនា a_s និងបន្ទាប់មកទទួលបាន pitch b ដោយប្រើសមីការ 8.35b ខាងក្រោម ។

គេអាចសរសេរផលធៀប spiral reinforcement ρ_s ដូចខាងក្រោម

$$\rho_s = \frac{a_s \pi (D_c - d_b)}{(\pi / 4) D_c^2 s} \quad (8.34a)$$

ដូចនេះ គេទទួលបាន pitch

$$s = \frac{a_s \pi (D_c - d_b)}{(\pi / 4) D_c^2 \rho_s} \quad (8.35a)$$

ឬ

$$s = \frac{4a_s (D_c - d_b)}{D_c^2 \rho_s} \quad (8.35b)$$

ដែនកំណត់នៃចំណាត់ ឬ pitch របស់ spiral ស្ថិតនៅចន្លោះ $1in.(25.4mm)$ ទៅ $3in.(76.2mm)$ ហើយអង្កត់ផ្ចិតមិនត្រូវតូចជាង $3/8in.(9.53mm)$ ។ គេត្រូវបញ្ជូនយ៉ាងហោចណាស់មួយជុំកន្លះ ប្រសិនបើគេមិនប្រើតំណផ្សារ ។

៨.១២.២.៣. សិក្សាគណនា Spiral Lateral Reinforcement

ឧទាហរណ៍ ៨.៣: សិក្សាគណនា lateral spiral reinforcement សម្រាប់សសរបេតុងប្រេកុងត្រាំងមូលដែលមានអង្កត់ផ្ចិត $h = 20in.(508mm)$ និង clear cover $d_c = 1.5in.(38mm)$ និងមាន $f_y = 60,000 psi$ ($414MPa$) ។

ដំណោះស្រាយ: ដោយប្រើសមីការ 8.32

$$\rho_s \text{ ដែលត្រូវការ} = 0.45 \left(\frac{A_g}{A_c} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{sy}}$$

ដោយប្រើ spiral #3 ដែលមាន yield strength $f_y = 60,000 psi$ យើងមាន

$$\text{clear concrete cover } d_c = 1.5in.(38mm)$$

$$f_{sy} = 60,000 psi$$

$$D_c = h - 2d_c = 20.0 - 2 \times 1.5 = 17in.(432mm)$$

$$A_c = \frac{\pi(17.0)^2}{4} = 226.98in.^2$$

$$A_g = 314.0in.^2$$

$$\rho_s = 0.45 \left(\frac{314}{226.98} - 1 \right) \frac{4,000}{60,000} = 0.0115$$

សម្រាប់ spiral #3, $a_s = 0.11 \text{ in.}^2$ ។ ដូចនេះដោយប្រើសមីការ 8.35b យើងបាន

$$\text{pitch } s = \frac{4a_s(D_c - d_b)}{D_c^2 \rho_s} = \frac{4 \times 0.11(17.0 - 0.375)}{(17.0)^2 \times 0.0115} = 2.20 \text{ in.} (56 \text{ mm})$$

ដូចនេះ ប្រើ spiral #3 ជាមួយនឹង pitch $2 \frac{1}{4} \text{ in.}$ (spiral អង្កត់ផ្ចិត 9.53 mm ជាមួយនឹង pitch 54.0 mm) ។

៨.១៣. Reciprocal Load Method for Biaxial Bending

វិធីនេះត្រូវបានបង្កើតឡើងដោយ Bressler ។ វិធីនេះភ្ជាប់ទំនាក់ទំនងរវាងតម្លៃបន្ទុកតាមអ័ក្សដែលចង់បាន P_u ទៅនឹងតម្លៃប្លង់ផ្សេងទៀតដែល reciprocal ទៅនឹង failure surface ។ សន្មត់ S_1 ជាកូអរដោនេ នៅលើ failure surface នៃរូបទី ៨.១៨ ដែលតម្លៃនៃបន្ទុក និងចំណាកផ្ចិតជា P_u , e_x និង e_y ។ ប្រសិនបើ S_2 ជាចំណុចនៅលើ compatible reciprocal surface ទៅនឹងអ្វីនៅក្នុងរូបទី ៨.១៨ នោះ S_2 នឹងកំណត់កូអរដោនេនៃចំណុចនោះជា $1/P_u$, e_x និង e_y ដែល $P_u = \phi P_n$ ដែលជាបន្ទុកមេគុណ ។

ប្រសិនបើ desired axial load P_u ក្រោម biaxial loading ធៀបអ័ក្ស x និងអ័ក្ស y ត្រូវទាក់ទងទៅនឹងតម្លៃ P_u ដែលឱ្យដោយ P_{uy} , P_{ux} និង P_{uo} នោះ

$$\frac{1}{P_u} = \frac{1}{P_{ux}} + \frac{1}{P_{uy}} - \frac{1}{P_{uo}} \quad (8.36a)$$

$$\text{ឬ} \quad \frac{1}{\phi P_n} = \frac{1}{\phi P_{nxo}} + \frac{1}{\phi P_{nyo}} - \frac{1}{\phi P_{no}} \quad (8.36b)$$

ដែល $P_{ux} = \phi P_{nxo}$ = design strength របស់សរសៃដែលមានចំណាកផ្ចិត e_x ប្រសិនបើ $e_y = 0$

$P_{uy} = \phi P_{nyo}$ = design strength របស់សរសៃដែលមានចំណាកផ្ចិត e_y ប្រសិនបើ $e_x = 0$

$P_{uo} = \phi P_{no}$ = axial load design strength

តាមទ្រឹស្តីសម្រាប់សរសៃដែលមានចំណាកផ្ចិត $e_x = e_y = 0$

$$M_{ux} = \text{ម៉ូម៉ង់ធៀបអ័ក្ស } x = P_u e_y$$

$$M_{uy} = \text{ម៉ូម៉ង់ធៀបអ័ក្ស } y = P_u e_x$$

e_x = ចំណាកផ្ចិតវាស់ស្របទៅនឹងអ័ក្ស y ដូចនៅក្នុងរូបទី ៨.២៤ ដែល $e_x = M_{uy} / P_u = P_u e_x / P_u$

e_y = ចំណាកផ្ចិតដែលវាស់ស្របទៅនឹងអ័ក្ស $x = P_u e_y / P_u$

x = ទំហំរបស់មុខកាត់សរសៃដែលស្របទៅនឹងអ័ក្ស x

y = ទំហំរបស់មុខកាត់សរសៃដែលស្របទៅនឹងអ័ក្ស y

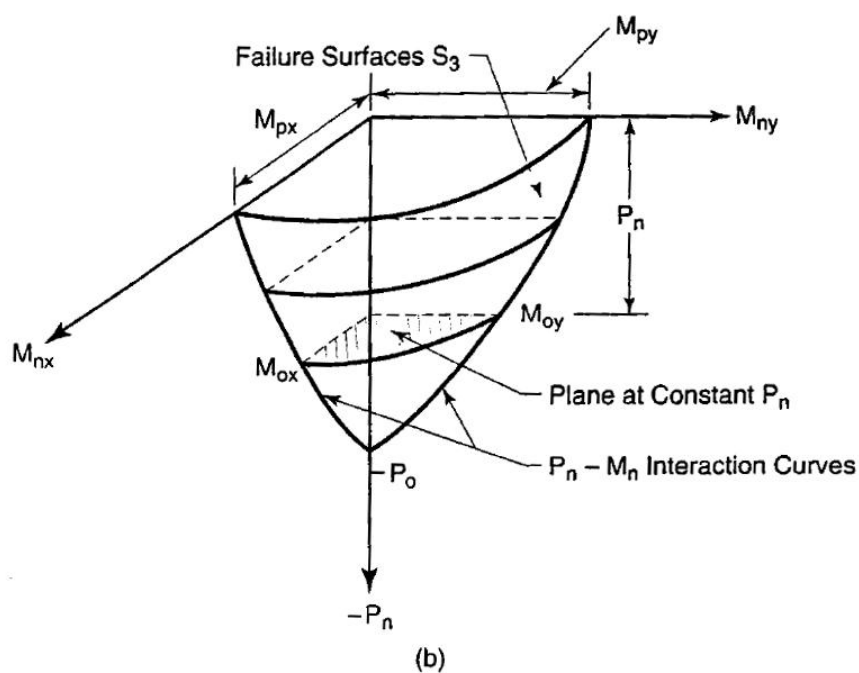
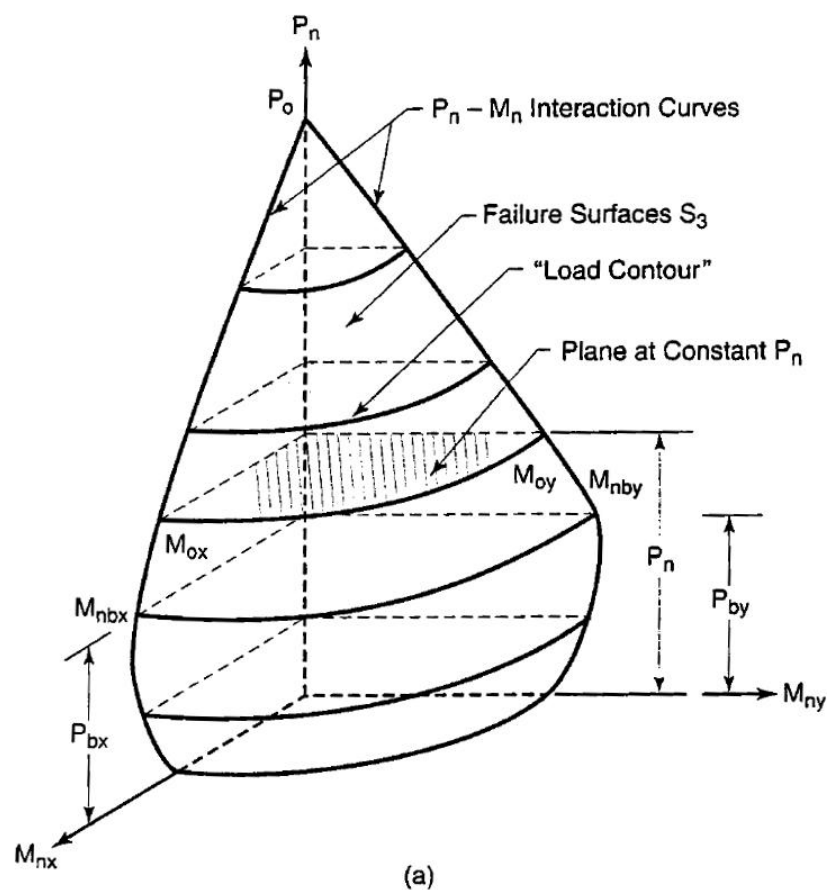


Figure 8.24 Failure Surface Interaction Diagram (Ref. 8.11) (a) Biaxial Bending and Compression, (b) Biaxial Bending and Tension.

៨.១៤. Modified Load Contour Method for Biaxial Bending

ជំនួសឱ្យសមីការ 8.32, Hsu បានស្នើសុំសមីការដែលកែតម្រូវដែលអាចជំនួសឱ្យ strength interaction diagram និង failure surface របស់សរសររបេតុងអារមើរងបន្ទុកពីរទិស ដូចនៅក្នុងរូបទី ៨.៣៤ ។ វិធីនេះក៏ដូចគ្នានឹង reciprocal load method ដែរ វាទាមទារនូវការគណនាតិចជាងវិធីពីរផ្សេងទៀត ។

សមីការ interaction សម្រាប់បន្ទុក និងម៉ូម៉ង់ពត់ធ្យូបនឹងអ័ក្សពីរគឺ

$$\left(\frac{P_n - P_{nb}}{P_{no} - P_{nb}} \right) + \left(\frac{M_{nx}}{M_{nbx}} \right)^{1.5} + \left(\frac{M_{ny}}{M_{nby}} \right)^{1.5} = 1.0 \quad (8.37)$$

ដែល P_n = កម្លាំងសង្កត់តាមអ័ក្ស nominal (វិជ្ជមាន) ឬកម្លាំងទាញ (អវិជ្ជមាន)

M_{nx}, M_{ny} = ម៉ូម៉ង់ពត់ nominal ធ្យូបអ័ក្ស x និងអ័ក្ស y រៀងគ្នា

P_{no} = កម្លាំងសង្កត់តាមអ័ក្ស nominal អតិបរមា (វិជ្ជមាន) ឬកម្លាំងទាញតាមអ័ក្ស (អវិជ្ជមាន)

$$= 0.85 f'_c (A_g - A_{st}) + f_y A_{st}$$

P_{nb} = កម្លាំងសង្កត់តាមអ័ក្សក្រោមលក្ខខណ្ឌ balanced strain

M_{nbx}, M_{nby} = ម៉ូម៉ង់ពត់ nominal ធ្យូបអ័ក្ស x និងអ័ក្ស y រៀងគ្នា ក្រោមលក្ខខណ្ឌ balanced strain

គេអាចទទួលបានតម្លៃរបស់ស្ថានភាពបម្រែបម្រួលរវាងកំណត់ P_{nb} និង M_{nb} ពី

$$P_{nb} = 0.85 f'_c \beta_1 c_b b + A_p s f'_{ps} - A_{ps} f_{ps} \quad (8.38a)$$

$$\text{និង} \quad M_{nb} = P_{nb} e_b = C_c \left(d - \frac{a}{2} - d'' \right) + C_s (d - d' - d'') + T_s d'' \quad (3.38b)$$

ដែល a_b = កម្ពស់របស់ប្លុកសមមូល $= \beta_1 c_b = (A_{ps} / f_{ps}) / (0.85 f'_c b)$

$$a = \beta_1 c$$

f'_{ps} = កុងត្រាំងនៅក្នុងដៃកងការសង្កត់ដែលនៅក្បែរបន្ទុកជាងគេ $= f_{py}$ ប្រសិនបើ $f_{ps} \geq f_{py}$

T_s = កម្លាំងនៅក្នុងដៃកខាងទាញ

Step-by-step operational procedure

សម្រាប់ការសិក្សាគណនាសរសរងបន្ទុកពីរទិសអនុវត្តទៅតាមដំណើរការនៅក្នុងចំណុច ១១.៣ ។

វិធីនេះទាមទារការ គណនាតិចក្នុងការដោះស្រាយសរសរងម៉ូម៉ង់ពីរទិស ។

៨.១៤.ក. ដៃកខាងសម្រាប់សរ (Lateral Reinforcement for Columns)

ឧទាហរណ៍ ៨.៤: សន្មត់មុខកាត់សររាក់ស្រាប់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៨.២ ជាសរខ្លីដែលរងម៉ូម៉ង់ពីរទិស តែមិន

មាន sidesway ។ សិក្សាគណនាសរសរសម្រាប់ម៉ូម៉ង់ពត់ខាងក្រោម៖

$$M_{ux} = M_{uy} = 825,000 \text{ in.} - \text{lb} (93.7 \text{ kN.m}) \text{ និង } P_u = 300,000 \text{ lb} (1334 \text{ kN})$$

គេឱ្យ៖ $f'_c = 6,000 \text{ psi} (41.4 \text{ MPa})$ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi} (1863 \text{ MPa})$$

$$f_{ps} = 240,000 \text{ psi} (1565 \text{ MPa})$$

មុខកាត់ត្រូវបានពង្រឹងជាមួយនឹង 7-wire tendon អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.} (12.7 \text{ mm})$ ចំនួន 5 ដែលឱ្យ tendon

សរុបចំនួន 16 ។

ដំណោះស្រាយ៖

$$P_u = 300,000 \text{ lbs}$$

$$M_{ux} = P_u e_y = 825,000 \text{ in.} - \text{lb} \text{ ធៀបនឹងអ័ក្ស } x$$

$$M_{uy} = P_u e_x = 825,000 \text{ in.} - \text{lb} \text{ ធៀបនឹងអ័ក្ស } y$$

$$f'_c = 6,000 \text{ psi}$$

$$f_{ps} = 240,000 \text{ psi}$$

ដូចនេះ
$$e_x = \frac{M_{ux}}{P_u} = \frac{825,000}{300,000} = 2.75 \text{ in.}$$

$$e_y = \frac{M_{uy}}{P_u} = \frac{825,000}{300,000} = 2.75 \text{ in.}$$

$$x = \text{អ័ក្សស្របទៅនឹងជ្រុងខ្លី } b$$

$$y = \text{អ័ក្សស្របទៅនឹងជ្រុងវែង } h$$

មុខកាត់សរសរគឺ $15 \text{ in.} \times 15 \text{ in.}$

$$b = 15 \text{ in.} \quad h = 15 \text{ in.} \quad d' = 2.5 \text{ in.}$$

$$\text{នៅលើជ្រុងនីមួយៗ } A_s = 5 \times 0.153 = 0.765 \text{ in.}^2$$

$$\text{ដែលពង្រឹងសរុប } A_{st} = 16 \times 0.153 = 2.448 \text{ in.}^2$$

ចំណាកផ្ចិតដែលតូចជាងគេគឺ 2.75 in. ។ ឧបមាថាវាបាក់ដោយការសង្កត់ ។ សាកល្បង $\phi = 0.65$ ។

$$P_n \text{ ជាក់ស្តែង} = \frac{300,000}{0.65} = 461,538 \text{ lb}$$

$$M_n \text{ ជាក់ស្តែង} = \frac{825,000}{0.65} = 1,269,231 \text{ lb} - \text{in.}$$

ពីឧទាហរណ៍ ៨.២, សម្រាប់ស្ថានភាពបម្រែបម្រួលរាងធៀបកំណត់រងការសង្កត់ ($\epsilon_t = 0.002$)

$$P_{nb} = 229,310 \text{ lb}$$

$$M_{nb} = P_{nb}e_b = 2,103,124in. - lb(237kN.m)$$

$$e_b = \frac{M_{nb}}{P_{nb}} = \frac{2,103,124}{229,310} = 9.17in.$$

$e_b > e = 2.75in.$ ដូចនេះកម្លាំងសង្កត់គ្រប់គ្រងស្ថានភាព ហើយមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់

$$\phi = 0.65$$

$$P_{no} = 0.85 f'_c (A_g - A_{st}) + A_{st} f_{ps}$$

$$= 0.85 \times 6,000(225 - 2.448) + 1.53 \times 240,000$$

$$= 1,502,205lb$$

ដោយប្រើសមីការ 8.37 (interaction surface) សម្រាប់ biaxial bending

$$\left(\frac{P_n - P_{nb}}{P_{no} - P_{nb}} \right) + \left(\frac{M_{nx}}{M_{nbx}} \right)^{1.5} + \left(\frac{M_{ny}}{M_{nby}} \right)^{1.5} = \frac{461,538 - 229,310}{1,502,205 - 229,310} + \left(\frac{1,269,231}{2,103,124} \right)^{1.5} + \left(\frac{1,269,231}{2,103,124} \right)^{1.5}$$

$$= 0.182 + 0.468 + 0.468 = 1.118 > 1.0$$

(មុខកាត់នេះ oversized បន្តិចបន្តួច)

ទទួលយកការសិក្សាគណនា ដែល

$$b = 15in. \quad h = 15in. \quad d = 12.5in.$$

$A_s = 7$ -wire strand tendon អង្កត់ផ្ចិត $1/2in.$ ចំនួន ៥ តាមជ្រុងនីមួយៗ ដូចក្នុងរូបទី ៨.១៥ ដែល

ឱ្យ tendon សរុបទាំងអស់ 16 ។

៨.១៥. អង្កត់រងការទាញប្រែក្នុងត្រាំង (Prestressed Tension Members)

៨.១៥.ក. ក្នុងត្រាំងបន្ទុកសេវាកម្ម (Service-Load Stresses)

ប្រព័ន្ធ និងអង្កត់រងការទាញដូចជា railroad ties, bridge truss tension members, foundation anchors សម្រាប់ជញ្ជាំងទប់ដី និង ties នៅក្នុងជញ្ជាំងនៃ liquid-retaining tank ផ្សំឡើងដោយ prestressing strand ដែលមានស៊ីស្តង់ខ្ពស់ជាមួយនឹងភាពរឹងក្រាញរបស់បេតុង ។ ដោយសារបែបនេះ វាផ្តល់នូវស៊ីស្តង់ទាញ និងកំហុចទ្រង់ទ្រាយដែលថយចុះ ដែលមុខកាត់ដែកសុទ្ធមិនអាចផ្តល់ឱ្យបានដូច សម្រាប់ការទ្របន្ទុកដូចគ្នា ។ គេ ច្រើនប្រើវាជាអង្កត់ចំណង (tie) ឬជាផ្នែកនៃប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កំទាំងមូល ។

រូបទី ៨.២៥ ប្រៀបធៀបសាច់លូតរបស់អង្គត់បេតុងប្រកុងត្រាំងក្នុងទិសនៃកម្លាំងទាញជាមួយនឹងអង្គត់គ្រឿងបង្កើតដែលមានលទ្ធភាពទ្រទ្រង់ដូចគ្នា ។ សាច់លូតរបស់អង្គត់រងការទាញដែលបានពីការអនុវត្តនៃកម្លាំង

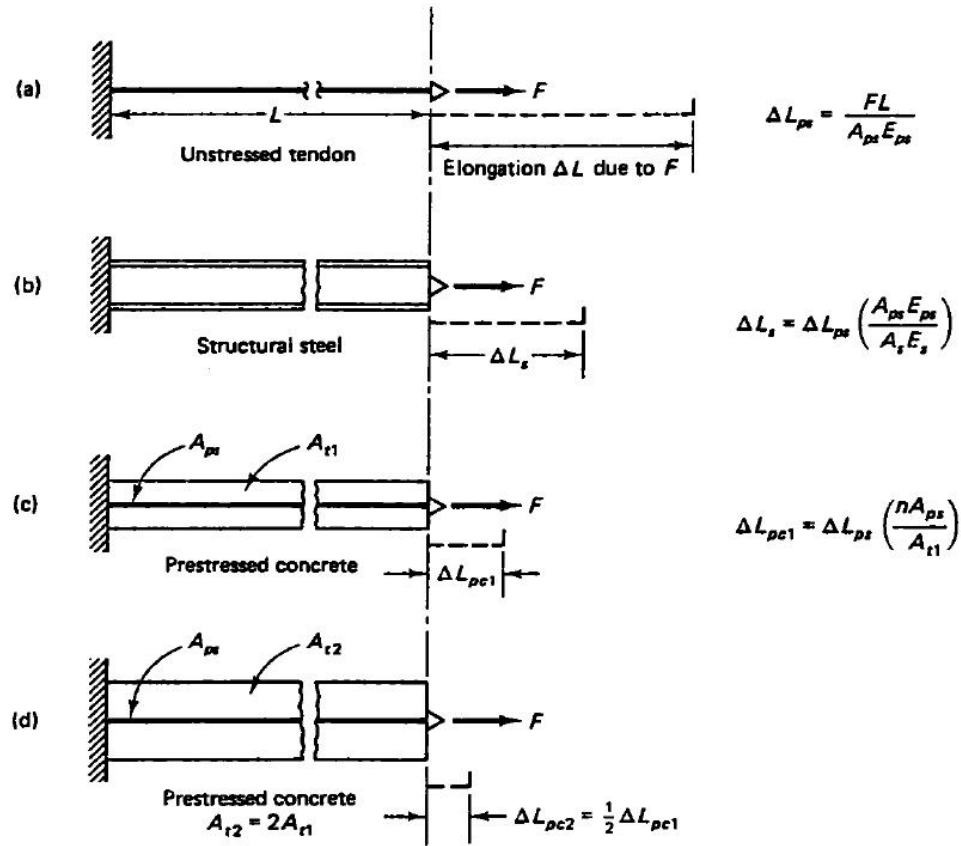


Figure 8.25 Relative elongation of tension members. (a) Unstressed tendon. (b) Structural steel. (c) Prestressed concrete, area $A_{t1} = A_g + (n - 1)A_{ps}$. (d) Prestressed concrete, area $A_{t2} = 2A_{t1}$.

ខាងក្រៅ F ខណៈដែលសាច់លូតរបស់ unstressed tendon នៅក្នុងផ្នែក (a) ដែលបណ្តាលពីកម្លាំង F គឺបានពីទ្រឹស្តីមេកានិចមូលដ្ឋាន

$$\Delta L_{ps} = \frac{FL}{A_{ps} E_{ps}} \quad (8.39)$$

ប្រសិនបើគេជំនួស tendon ដោយ rolled structural member ការប្រែប្រួលលក្ខណៈនៃមុខកាត់ធ្វើឱ្យកំហុចទ្រង់ទ្រាយ

$$\Delta L_s = \Delta L_{ps} \left(\frac{A_{ps} E_{ps}}{A_s E_s} \right) \quad (8.40)$$

ដែល A_s ធំជាង A_{ps} ។ ដូចនេះ កំហុចទ្រង់ទ្រាយដែលថយចុះយ៉ាងច្រើនត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.២៥b ។ ក្រឡាផ្ទៃបេតុងបំបែករបស់បេតុងនៅក្នុងរូបទី ៨.២៥ c គឺ

$$A_{t1} = A_g + (n_p - 1)A_{ps} \quad (8.41)$$

ហើយ ប្រសិនបើបម្រែបម្រួលក្នុងត្រាំងនៅក្នុងក្នុងត្រាំងគឺ

$$\Delta f_c = \frac{F}{A_{t1}} \quad (8.42)$$

បម្រែបម្រួលប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងដែកប្រែក្នុងត្រាំងគឺ

$$\Delta f_{ps} = \frac{n_p F}{A_{t1}} \quad (8.43)$$

ដែល n_p ជាផលធៀបម៉ូឌុល E_{ps} / E_c ។ ដូចនេះ

$$\Delta L_{pc1} = \Delta L_{ps} \left(\frac{n_p A_{ps}}{A_{t1}} \right) \quad (8.44)$$

$$\text{ឬ} \quad \Delta L = \frac{n_p FL}{A_t E_{ps}} = \frac{FL}{A_t E_c} \quad (8.45)$$

សមីការ 8.54 ឱ្យសាច់លូតរបស់ tension tie ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកខាងក្រៅ F ក្រោមអំពើ service load ។ យើងឃើញថាប្រសិនបើក្រឡាផ្ទៃរបស់បេតុងកើនឡើងពីរដង សាច់លូតនឹងថយចុះពាក់កណ្តាលសម្រាប់កម្លាំងទាញ F ដូចគ្នា ។ គេអាចកាត់បន្ថយសាច់លូតរបស់អង្កត់រងការទាញបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងបានយ៉ាងច្រើន ។

ភាពរួញខ្លីរបស់ tension tie កើតឡើងដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង និងឥទ្ធិពលរយៈពេលយូរ ។ ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមបន្ទាប់ការផ្ទេរគឺ

$$f_{ci} = -\frac{P_i}{A_c} \quad (8.46)$$

ដែល A_c ជា net area របស់បេតុងនៅក្នុងមុខកាត់ ។ ក្នុងត្រាំងដែលកាត់បន្ថយនៅក្នុងបេតុងដែលបានពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e ក្រោយពីកើតមានកំហុសបង់អាស្រ័យនឹងពេលទាំងអស់គឺ

$$f_{ce} = -\frac{P_e}{A_c} \quad (8.47a)$$

ខណៈដែលក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពនៅក្នុងដែកប្រែក្នុងត្រាំងគឺ

$$f_{pe} = -\frac{P_e}{A_{ps}} \quad (8.47b)$$

ដោយតំរូវសមីការ 8.42 លើ 8.47a សម្រាប់ឥទ្ធិពលសរុបនៃកម្លាំងទាញខាងក្រៅ F និងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_e សម្រាប់ក្នុងត្រាំងសរុបនៅក្នុងបេតុង យើងបាន

$$f_c = -\frac{P_c}{A_c} + \frac{F}{A_{t1}} \quad (8.48)$$

ក្នុងត្រាំងនៅក្នុង tendon គឺ

$$f_{ps} = f_{pe} + \frac{nF}{A_{t1}} \quad (8.49)$$

ប្រសិនបើមិនអនុញ្ញាតឱ្យមានស្នាមប្រេះនៅក្នុងអង្គតំរងការទាញ បម្រែបម្រួលប្រវែង ΔL_{pc} (សាច់លូត) ក្រោម អំពើ service load ពីសមីការ 8.49 សមមូលទៅនឹងការថយចុះនៃប្រវែង ΔP ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុង ត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e ។

៨.១៥.ខ. កំហូចទ្រង់ទ្រាយ (Deformation Behavior)

ការកំណត់កំហូចទ្រង់ទ្រាយរបស់អង្គតំរងការទាញមានលក្ខណៈសំខាន់សម្រាប់ការសិក្សាគណនាគ្រឿង បង្កំទាំងមូល ។ បម្រែបម្រួលប្រវែងរបស់អង្គតំរងអាចបង្កឱ្យមានកុងត្រាំងដ៏អាក្រក់ដល់អង្គតំដែលនៅក្បែរ ដែល អាចនាំឱ្យគ្រឿងបង្កំបាក់ ។ ប្រសិនបើអង្គតំជា post-tensioned nig fully bonded member នោះការថយចុះ ប្រវែងដែលបណ្តាលតែពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម P_i គឺ

$$\Delta_i = -\frac{P_i L}{A_c E_c} \quad (8.50a)$$

ហើយការថយចុះប្រវែងក្រោយពេលកំហាតបង់គឺ

$$\Delta P = -\frac{P_e L}{A_c E_c} \quad (8.50b)$$

ដោយសារ creep, កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម P_i ថយចុះហើយក្លាយជាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព P_e ។ ដូចនេះ ដោយប្រើមេគុណ creep C_u និងដោយសន្មត់ ដូចនៅក្នុងជំពូក ៧ កម្លាំងមធ្យម $(P_i + P_e)/2$ មាន តម្លៃស្មុគ្រគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់កំណត់កំហាតបង់ដោយសារ creep ។ បម្រែបម្រួលប្រវែងដោយសារ creep គឺ

$$\Delta_{CR} = -\frac{L}{A_c E_c} \left[C_u \left(\frac{P_i + P_e}{2} \right) \right] \quad (8.51)$$

បម្រែបម្រួលប្រវែងដោយសារ shrinkage គឺ

$$\Delta_{SH} = \varepsilon_{SH} L \quad (8.52)$$

ដូចនេះ ប្រវែងថយចុះប្រសិទ្ធភាពសរុបគឺ

$$\Delta_e = -\left\{ \frac{L}{A_c E_c} \left[P_e + C_u \left(\frac{P_i + P_e}{2} \right) \right] + \varepsilon_{SH} L \right\} \quad (8.53)$$

ផ្ទុយមកវិញ ពីសមីការ 8.51 និង 8.52 កំហាតបង់កម្លាំងទាញដែលបណ្តាលតែពី creep និង shrinkage គឺ

$$\Delta P = \frac{\Delta_{CR} + \Delta_{SH}}{L} E_{ps} A_{ps} \quad (8.54)$$

៨.១៥.គ. Decompression and Cracking

ដោយពិចារណា decompression និងស្នាមប្រេះ, គេត្រូវសន្មត់ថាមិនមានស្នាមប្រេះក្រោមអំពើបន្ទុក ធ្វើការទេ ។ ប្រសិនបើមានស្នាមប្រេះអាចកើតមានដោយសារ overload, គេចាំបាច់ប្រើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងបន្ថែម

និងដែកធម្មតាបន្ថែមដើម្បីគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះ ។

ដោយសន្មត់ថាគេប្រើតែដែកប្រេកុងត្រាំង នោះកុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងក្រោមអំពើ first cracking load F_{cr} មិនត្រូវផ្ទុកជាង direct tensile strength របស់បេតុង ដែលនៅចន្លោះ $f'_t = 3\lambda\sqrt{f'_c}$ និង $f'_t = 5\lambda\sqrt{f'_c}$ ដែល $\lambda = 1, 0.85$ និង 0.75 សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា, បេតុង sand-lightweight និង បេតុង all-lightweight រៀងគ្នា ។ គេអាចកំណត់ Cracking load F_{cr} ពីសមីការ 8.48 ដោយប្រើតម្លៃ f'_t សមរម្យ

$$f'_t = -\frac{P_e}{A_c} + \frac{F_{cr}}{A_t} \quad (8.55)$$

គេរំពឹងថា overload បន្ទាប់ពី F_{cr} បង្កឱ្យស្នាមប្រេះកើនឡើងយ៉ាងលឿនដែលមានតែកម្លាំងប្រេកុងត្រាំង ប៉ុណ្ណោះចាប់ផ្តើមទប់ទល់គ្រប់បន្ទុកអនុវត្តន៍ទាំងអស់ ហើយបន្ទាប់មកអង្កត់បាក់ ។ ដូចនេះ ការផ្តល់ឱ្យនៃកម្រិត គ្រប់គ្រាន់នៃកុងត្រាំងសង្កត់ដែលនៅសេសសល់នៅក្នុងបេតុងក្លាយជាចាំបាច់នៅក្នុងអង្កត់រងការទាញ ។

Decompression load ដែលបន្ទុកនៅពេល $f'_t = 0$ នៅក្នុងសមីការ 8.55 អាចជាបន្ទុកសេវាកម្ម អនុញ្ញាតអតិបរមាដែលអង្កត់អាចទប់ទល់ ។ សមីការ 8.55 ក្លាយជា

$$f'_t = 0 = -\frac{P_e}{A_c} + \frac{F_{dec}}{A_t} \quad (8.56)$$

៨.១៥. ឃ. ស្ថានភាពនៅពេលបាក់ និងមេគុណសុវត្ថិភាព

Limit State at Failure and Safety Factors

ក្រោយពេលប្រេះ គេសន្មត់ថាកុងត្រាំងទាញទាំងអស់នៅក្នុងអង្កត់ត្រូវបានទប់ទល់ដោយដែកប្រេកុង ត្រាំង ។ ដូចនេះ nominal strength របស់អង្កត់ទាញគឺ

$$F_n = A_{ps} f_{pu} \quad (8.57)$$

ហើយ design ultimate load គឺ

$$F_u = \phi F_n = \phi A_{ps} f_{pu} \quad (8.58)$$

គេចាំបាច់ផ្តល់នូវមេគុណសុវត្ថិភាពអប្បបរមា 1.5 សម្រាប់ decompression load F_{dec} ។ គេកំណត់មេគុណ សុវត្ថិភាពដោយភាពសំខាន់របស់អង្កត់រងការទាញនៅក្នុងរចនាសម្ព័ន្ធ ភាពសំខាន់របស់រចនាសម្ព័ន្ធខ្លួនឯង និងភាព អវិជ្ជមាននៃការកាត់បន្ថយប្រវែងដោយឥទ្ធិពលរយៈពេលវែងរបស់អង្កត់រងការទាញនៅក្នុងរចនាសម្ព័ន្ធទាំងមូល ។ គេមិនមានហេតុផលសមរម្យក្រោមលក្ខខណ្ឌជាក់លាក់ ឬសម្រាប់ការសិក្សាគណនាណាមួយ ដើម្បីប្រើមេគុណ សុវត្ថិភាព 2.0 ទេ ។

៨.១៦. Suggested Step-by-Step procedure for the Design of Tension Members

1. កំណត់បន្ទុកមេគុណ F_u និង nominal strength តម្រូវការ $F_n = F_u / \phi$
2. ជ្រើសរើសតម្លៃក្នុងត្រាំងសង្កត់បេតុងក្រោមអំពើ service load ដែលបណ្តាលដោយសារ P_e ដែលនៅចន្លោះ $f_c = 0.20 f'_c$ និង $f_c = 0.30 f'_c$ ។ ជ្រើសរើសក្រឡាផ្ទៃ A_{ps} និងទំហំរបស់ដែកប្រេកុងត្រាំង ហើយបន្ទាប់មកគណនា net concrete area $A_c = A_g - A_{duct}$ និងក្រឡាផ្ទៃបំប្លែង (transformed area) $A_t = A_g + (n-1)A_{ps}$ ។
3. គណនាកម្លាំងខាងក្រៅអនុញ្ញាតអតិបរមា F ដោយឈរលើ decompression stress $f'_t = 0$ (កំណត់ F_{dec}) ។ បន្ទាប់មកកំណត់ first cracking load F_{cr} ។
4. កំណត់មេគុណសុវត្ថិភាពដែលបណ្តាលពីកម្លាំង F , F_{dec} និង F_{cr} ដើម្បីផ្ទៀងផ្ទាត់ថាវាធំជាង 1.5 ។
5. គណនាប្រវែងរូញខ្លីដោយសារ creep និង shrinkage (សមីការ 8.53)

$$\Delta_e = - \left\{ \frac{L}{A_c E_c} \left[P_e + C_u \left(\frac{P_i + P_e}{2} \right) \right] + \varepsilon_{SH} L \right\}$$

បន្ទាប់មក ត្រួតពិនិត្យថាតើតម្លៃដែលទទួលបានបង្កឱ្យមានក្នុងត្រាំងនៅក្នុងអង្គត់ដែលនៅក្បែរ ឬអត់ ។ រួច កំណត់សាច់លូត

$$\Delta_L = \frac{FL}{A_t E_c}$$

ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងខាងក្រៅ (សមីការ 8.45) និងផ្ទៀងផ្ទាត់ថាតម្លៃដែលទទួលបានស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់នៃការសិក្សាគណនា ។

6. ទទួលយកការសិក្សាគណនាប្រសិនបើតម្រូវការទាំងអស់បំពេញលក្ខខណ្ឌ បើមិនដូច្នោះទេ ធ្វើការគណនាឡើងតាមរយៈ trail-and-adjustment ។

Flowchart សម្រាប់ step-by-step trial-and-adjustment procedure ដែលអាចប្រើសម្រាប់សិក្សាគណនា និង (ឬ) សិក្សាវិភាគអង្កត់រងការទាញដែលមានលក្ខណៈជាបន្ទាត់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.២៦ ។

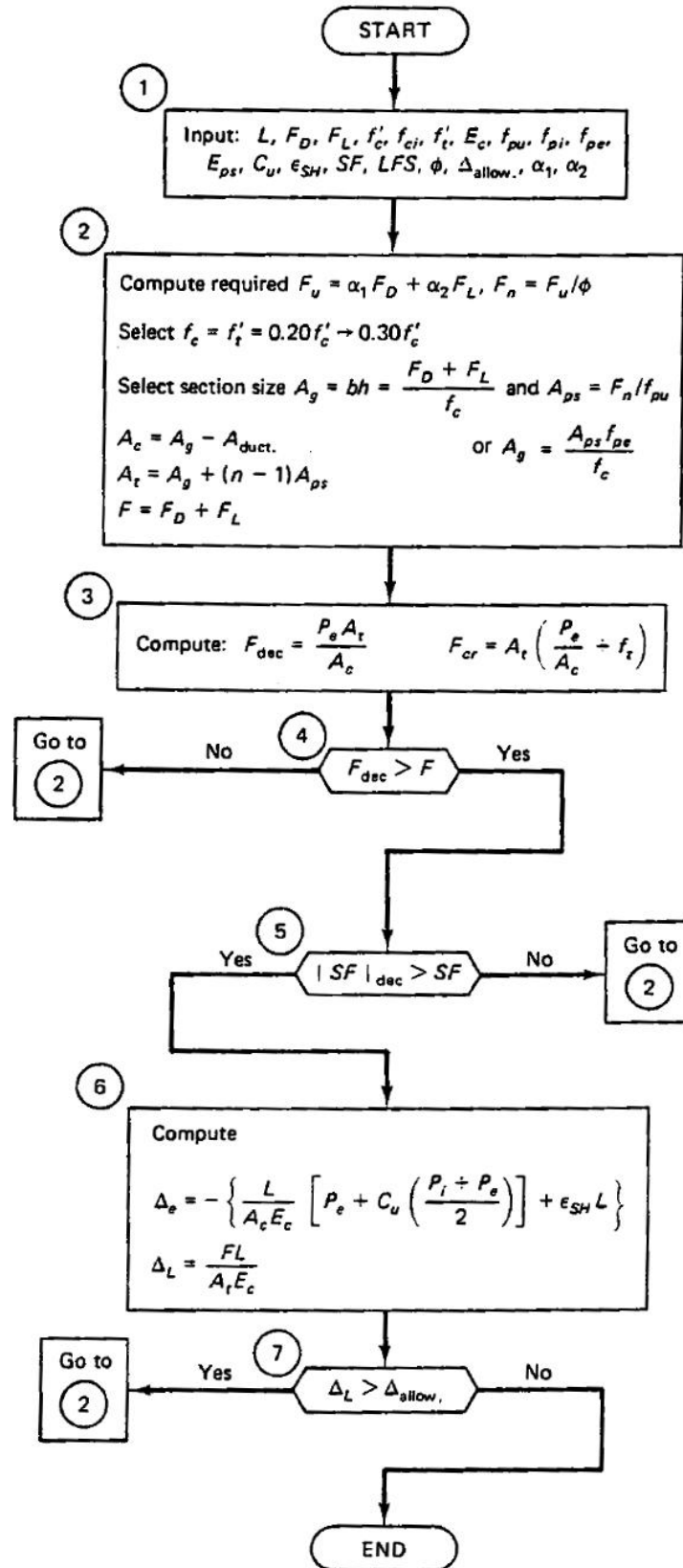


Figure 8.26 Flowchart for the design (analysis) of linear prestressed tension members.

៨.១៧.សិក្សាគណនាអង្គត់រងការទាញ (Design of Linear Tension Members)

ឧទាហរណ៍ ៨.៥: Liner post-tensioned fully grouted direct-tension tie សម្រាប់ underground shelter ដូចដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.២៩ មានប្រវែង $L = 130 \text{ ft}(39.6 \text{ m})$ ។ Tie នេះត្រូវបានគេសិក្សាគណនាសម្រាប់ កម្លាំង thrust ដែលបាន net horizontal roof និងកម្លាំង thrust ដែលបានបន្ទុកថេរដែលបានពីដីចាក់បំពេញ $F_d = 115,000 \text{ lb}(512 \text{ kN})$ ហើយកម្លាំង thrust ដែលបានពីបន្ទុកអថេរ $F_L = 55,000 \text{ lb}(245 \text{ kN})$ ។ សិក្សា គណនា tie ជាមួយនឹងមេគុណសុវត្ថិភាពមិនតូចជាង 1.50 សម្រាប់ប្រឆាំងនឹងស្នាមប្រេះ និង 1.20 សម្រាប់ ប្រឆាំងនឹងការបាក់ ដោយប្រើដែកប្រេកុងត្រាំង 270-K អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}(12.7 \text{ mm})$ ។ សាច់លូតអនុញ្ញាតអតិ- បរមាដែលបណ្តាលពីបន្ទុកខាងក្រៅគឺ $1/2 \text{ in.}$ ជាមួយនឹងទិន្នន័យដែលគេឱ្យដូចខាងក្រោម:

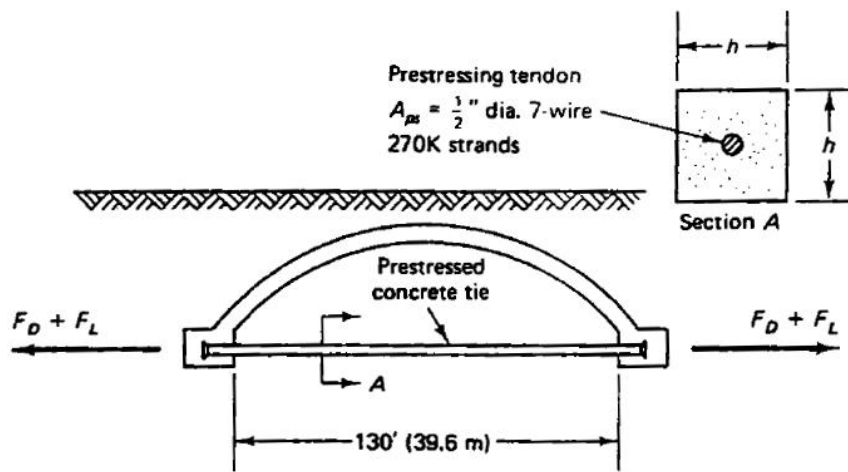


Figure 8.27 Prestressed concrete tie in Example 8.3.

$$f'_c = 6,000 \text{ psi}(41.4 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 4,000 \text{ psi}(31.0 \text{ MPa})$$

$$f'_t = 4\sqrt{f'_c} = 310 \text{ psi}(2.14 \text{ MPa})$$

$$E_{ci} = 4.06 \cdot 10^6 \text{ psi}(28 \text{ MPa})$$

$$E_c = 4.69 \cdot 10^6 \text{ psi}(32.2 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi}(1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 190,000 \text{ psi}(1,310 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 150,000 \text{ psi}(1,034 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 29 \times 10^6 \text{ psi}(200 \cdot 10^3 \text{ MPa})$$

$$n_p = E_{ps} / E_c = 29 \cdot 10^6 / 4.69 \cdot 10^6 = 6.18$$

$$C_u = 2.35$$

$$\varepsilon_{SH} = 700 \cdot 10^{-6} \text{ in./in.}$$

ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនងក្នុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងត្រូវបានឱ្យនៅក្នុងរូបទី ៨.៧ ។ យកមេគុណបន្ទុក 1.20 សម្រាប់ F_D និង 1.60 សម្រាប់ F_L ។

ដំណោះស្រាយ:

បន្ទុកមេគុណ និងការជ្រើសរើសដែកប្រែក្នុងត្រាំង (ជំហាន 1 និង 2)

បន្ទុកមេគុណ

$$F_u = 1.2F_D + 1.6F_L = 1.2 \times 115,000 + 1.6 \times 55,000 = 226,000 \text{ lb} (1,005 \text{ kN})$$

Nominal strength តម្រូវការ

$$F_n = \frac{F_u}{\phi} = \frac{226,000}{0.9} = 251,111 \text{ lb} (1,116 \text{ kN})$$

$$\text{ដូចនេះ} \quad A_{ps} = \frac{F_n}{f_{pu}} = \frac{251,111}{270,000} = 0.93 \text{ in.}^2 (6.77 \text{ cm}^2)$$

ដូចនេះ សាកល្បង 7-wire strand អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. (12.7 mm)

ចំនួនដែកប្រែក្នុងត្រាំង

$$\frac{0.93}{0.153} = 6.08 \text{ យក } 7$$

$$\text{យើងបាន} \quad A_{ps} = 7 \times 0.153 = 1.07 \text{ in.}^2 (6.9 \text{ cm}^2)$$

Nominal strength ដែលអាចមាន

$$F_n = 1.07 \times 270,000 = 288,900 \text{ lb} (1,285 \text{ kN})$$

សន្មត់ ក្នុងត្រាំងសង្កត់ uniform ដែលកើតឡើងដោយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង P_e គឺ $f_c = 0.25 f'_c$ ។

$$P_e = 1.07 \times 150,000 = 160,500 \text{ lb}$$

$$\text{និង} \quad A_g = \frac{160,500}{0.25 \times 6,000} = 107 \text{ in.}^2$$

ដូចនេះ យើងសាកល្បង tie rod section 11 in. $\times$ 11 in. (279 mm $\times$ 279 mm)

$$\text{នោះ យើងបាន} \quad A_g = 121 \text{ in.}^2$$

ដោយសន្មត់ tendon duct មានអង្កត់ផ្ចិត 2 in.

$$A_c = A_g - \frac{\pi(2)^2}{4} = 117.86 \text{ in.}^2 (760 \text{ cm}^2)$$

ពិសមីការ 8.41 ក្រឡាផ្ទៃបំបែករបស់បេតុងគឺ

$$A_t = A_g + (n-1)A_{ps} = 121 + (6.18-1)1.07 = 126.54 \text{ in.}^2 (816.4 \text{ cm}^2)$$

ត្រួតពិនិត្យកម្លាំង F , F_{dec} និង F_{cr} (ជំហាន 3 និង 4)

ពិសមីការ 8.56

$$f'_t = 0 = -\frac{P_e}{A_c} + \frac{F_{dec}}{A_t}$$

ឬ

$$0 = -\frac{160,500}{117.86} + \frac{F_{dec}}{126.54}$$

ដូចនេះ F_{dec} អនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ

$$\frac{160,500}{117.86} \times 126.54 = 172,320 \text{ lb} (766 \text{ kN})$$

$$F \text{ ជាក់ស្តែង} = F_D + F_L = 115,000 + 55,000 = 170,000 \text{ lb} < 172,320 \text{ lb} \text{ គ្រប់គ្រាន់ ។}$$

គេទទួល first cracking load F_{cr} ពិសមីការ 8.55 ។ សន្មតថា កុងត្រាំងទាញអតិបរមានៅក្នុងបេតុងក្រោមអំពើ first cracking load គឺ $4\lambda\sqrt{f'_c} = 4 \times 1.0 \times \sqrt{6,000} = 310 \text{ psi}$ ។

នោះ

$$f'_t = -\frac{P_e}{A_c} + \frac{F_{cr}}{A_t}$$

ឬ

$$310 = -\frac{160,500}{11.86} + \frac{F_{cr}}{126.54}$$

$$F_{cr} = 211,548 \text{ lb}$$

ពិសមីការ 8.55 យើងមាន nominal strength ដែលអាចមាន $F_n = 288,900 \text{ lb}$ ។

ដូចនេះ design strength គឺ

$$F_u = \phi F_n = 0.9 \times 288,900 = 260,010 \text{ lb} > F_u \text{ តម្រូវការ} = 226,000 \text{ lb} \text{ គ្រប់គ្រាន់}$$

មេគុណសុវត្ថិភាពប្រឆាំងនឹងស្នាមប្រេះគឺ $SF = \frac{F_u}{F_{cr}} = \frac{260,010}{211,548} = 1.28$

វាមានតម្លៃក្បែរ 1.20 ដែលបង្ហាញថា នៅពេលដែលអង្គត់កើតមានស្នាមប្រេះ វាស្ទើរតែធ្វើការដល់ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់របស់វា ។

មេគុណសុវត្ថិភាពប្រឆាំងនឹង decompression គឺ $SF = \frac{F_u}{F_{dec}} = \frac{260,010}{172,320} = 1.51$

និងមេគុណសុវត្ថិភាពជាក់ស្តែងគឺ $SF = \frac{\phi F_n}{F} = \frac{260,010}{170,000} = 1.53$

ដូចនេះ មេគុណសុវត្ថិភាពដែលអាចមានគឺធំជាងមេគុណសុវត្ថិភាពតម្រូវការ ដូចនេះគឺគ្រប់គ្រាន់ ។

ត្រួតពិនិត្យកម្លាំងទ្រង់ទ្រាយ (ជំហាន 5)

$$\text{យើងដឹងថា } P_i = f_{pi} A_{ps} = 190,000 \times 1.07 = 203,300 \text{ lb} (904 \text{ kN})$$

ពិសមីការ 8.50(a) ការរួញស្នូដំបូងនៅពេលកម្លាំងប្រែក្លាយទៅជាកម្លាំងទ្រង់

$$\Delta_i = -\frac{P_i L}{A_c E_c} = -\frac{203,300 \times 130 \times 12}{117.86 \times 4.69 \cdot 10^6} = -0.57 \text{ in. (15mm)}$$

ពីសមីការ 8.53 ការរួញខ្លីដោយសារកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធិភាព និងការរួញខ្លីដោយសារឥទ្ធិពលរយៈពេលយូរ ដូចជា creep និង shrinkage គឺ

$$\begin{aligned} \Delta_c &= -\left\{ \frac{L}{A_c E_c} \left[P_e + C_u \left(\frac{P_i + P_e}{2} \right) \right] + \varepsilon_{SH} L \right\} \\ &= -\left\{ \frac{130 \times 12 \cdot 10^3}{117.86 \times 4.69 \cdot 10^6} \left[160.5 + 2.35 \left(\frac{203.3 + 160.5}{2} \right) \right] + 700 \cdot (130 \times 12) \right\} \\ &= -2.75 \text{ in. (70mm)} \end{aligned}$$

ពីសមីការ 8.45, សាច់លូតដោយសារបន្ទុកខាងក្រៅគឺ

$$\Delta_L = \frac{FL}{A_t E_c} = \frac{170,000(130 \times 12)}{126.54 \times 4.69 \cdot 10^6} = 0.45 \text{ in. (12mm)}$$

តម្លៃនេះបំពេញលក្ខខណ្ឌដោយសារ Δ អនុញ្ញាតគឺ $1/2 \text{ in.}$ ។ ដូចនេះ net shortening គឺ $-2.75 + 0.45 - 0.57 = -2.87 \text{ in. (72mm)}$ ។ ដូចនេះ គេត្រូវដាក់កំហូចទ្រង់ទ្រាយនេះទៅលើអង្កត់ដែលនៅក្បែរដើម្បីកំណត់ថាក្នុងត្រាំងដែលកើតមានស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាតឬអត់ ។ សន្មតថាស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាត ដូចនេះយើងទទួលយកការសិក្សាគណនាដែលអង្កត់ប្រែក្នុងត្រាំងមានមុខកាត់ $11 \text{ in.} \times 11 \text{ in.}$ ជាមួយនឹងដែកប្រែក្នុងត្រាំងត្រង់ 7-wire 270K អង្កត់ផ្ចិត $1/2 \text{ in.}$ ចំនួន 7 ។

ចំណោទ

៨.១. គណនា nominal strength P_n និង M_n របស់សសរមិនស្រាវបេតុងប្រកុងត្រាំងថាកែស្រឡៃដែកកងធម្មតាដែលមានមុខកាត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៣ ។៨ ។១ និងមានចំណាកផ្ចិត $e = 9in.$ ។ សសរនេះរងប្រកុងត្រាំងជាមួយនឹង seven-wire 270K stress-relieved prestressing strands អង្កត់ផ្ចិត $0.5in.(12.7mm)$ ចំនួន 6 ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៨.៩ ។ កំណត់ប្រភេទនៃការបាក់ដំបូងរបស់សសរ និងសិក្សាគណនាទំហំ និងគំណាត់ចាំបាច់របស់ដែកកង ។ គេឱ្យទិន្នន័យខាងក្រោម៖

$$f'_c = 7,000 \text{ psi}(48.6 \text{ MPa}) \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 4,900 \text{ psi}(33.8 \text{ MPa})$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi}(1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{py} = 255,000 \text{ psi}(1,758 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 150,000 \text{ psi}(1,034 \text{ MPa})$$

$$\epsilon_{cu} = 0.0038 \text{ in./in.}$$

$$\epsilon_{ce} = 0.0008 \text{ in./in.}$$

$$E_{ps} = 29 \times 10^6 \text{ psi}(200 \times 10^3 \text{ MPa})$$

$$d' = 2 \text{ in.}(50.8 \text{ mm})$$

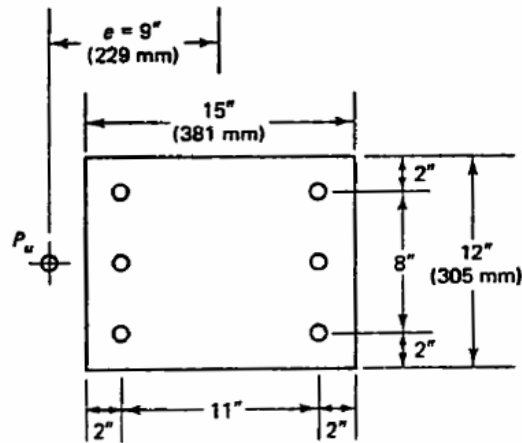


Figure P8.1 Column section.

៨.២. សង់ដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនង nominal load-moment $P_n - M_n$ និងដ្យាក្រាមទំនាក់ទំនង design load-moment $P_u - M_u$ សម្រាប់សសរបេតុងប្រកុងត្រាំងនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៨.១ ។ ប្រសិនបើទំហំមុខកាត់ពេញរបស់សសរគឺ $20in.(508mm) \times 20in.(508mm)$ ហើយដែកប្រកុងត្រាំងគឺ seven-wire 270K អង្កត់ផ្ចិត $0.5in.(12.7mm)$ ដែលពាក់កណ្តាលត្រូវបានដាក់នៅផ្ទៃនីមួយៗដែលស្របនឹងអ័ក្សណឺត ។

៨.៣. សិក្សាគណនា tied prestressed bonded slender column មុខកាត់ការដែលមាន clear height $l_u = 20 \text{ ft}(6.10m)$ ហើយវាមិនត្រូវបានទប់ប្រឆាំងនឹងការយោល (sidesway) ។ សសរនេះរងកម្លាំង និងម៉ូម៉ង់ និងមានលក្ខណៈសម្ភារៈដូចសសរនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៨.២ ។ ការសិក្សាគណនាត្រូវគ្របដណ្តប់លក្ខខណ្ឌដាក់បន្ទុកចំនួនពីរ

1. រងតែបន្ទុកទំនាញ ដោយសន្មតថាគេមិនគិតអំពើបន្ទុកខាងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកខ្យល់ ។
2. ការយោលដែលបណ្តាលពីបន្ទុក និងម៉ូម៉ង់នៃឧទាហរណ៍ ៨.២ ។

ប្រៀបធៀបទំហំចាំបាច់នៅក្នុងចំណោទ ៨.២ សម្រាប់ $l_u = 20 \text{ ft}$ ជាមួយនឹងទំហំសសរនៅក្នុង

ឧទាហរណ៍ ៨.២ ជាមួយនឹង $l_u = 15\text{ ft}(4.57\text{ m})$ ។

៨.៤. សិក្សាគណនាសសរនៅក្នុងចំណោម ៨.៣ ជា biaxially loaded non-slender braced column ដែលរងម៉ូម៉ង់មេគុណ $M_{ux} = M_{uy} = 1,100,000\text{ in.} - \text{lb}$ ។ ប្រើ Modified Load Contour Method សម្រាប់ដោះស្រាយ ។

៨.៥. សិក្សាគណនាអង្កត់រងការទាញប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៨.៤ ប្រសិនបើវាមានប្រវែង $L = 90\text{ ft}$ (27.4 m) និងប្រៀបធៀបមុខកាត់ដែលទទួលបានជាមួយនឹងមុខកាត់នៃអង្កត់ប្រវែង $130\text{ ft}(39.6\text{ m})$ នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ។

IX. ប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស Two-Way Prestressed Concrete Floor Systems

៩.១. សេចក្តីផ្តើម: រំលឹកពីវិធីសាស្ត្រ

(Introduction: Review of Method)

ជាទូទៅ ប្រព័ន្ធកម្រាលដែលមានទម្រង់ (supported floor system) ត្រូវបានគេសង់ពីបេតុងអារម៉េដែលចាក់នៅនឹងកន្លែង ។ កម្រាលខណ្ឌពីរទិសជាកម្រាលខណ្ឌដែលមានផលធៀបបណ្តោយលើទទឹងតូចជាងពីរ ។ ការសិក្សាវិភាគ និងការសិក្សាគណនាប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.១ រួមបញ្ចូលទម្រង់កម្រាលខណ្ឌច្រើនជាង មួយប្រភេទ ។ នៅក្នុងមេរៀននេះ នឹងបង្ហាញពីរបៀបកំណត់ (1) moment capacity, (2) slab-column shear capacity និង (3) serviceability behavior ដែលមានដូចជាការគ្រប់គ្រងភាពងាប់ និងស្តារប្រេះ ។ ចំណាំថា flat plate ជាកម្រាលខណ្ឌដែលទ្រទ្រង់ដោយសរសៃដែកដាច់ដោយមិនមានផ្ទាំង ដូចដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបត្រង់ចំណុច (a) ចំណែកកម្រាលខណ្ឌឈរលើផ្ទាំងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងចំណុច (b) ឯចំណុច (c) បង្ហាញពី waffle slab floor ។

គេប្រើគោលការណ៍ដូចគ្នាក្នុងការសិក្សាវិភាគប្រព័ន្ធ flat plate បេតុងអារម៉េ ដើម្បីសិក្សាវិភាគ flat plate បេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស ។ ប៉ុន្តែ បច្ចេកទេសក្នុងការសាងសង់មានលក្ខណៈខុសគ្នា ។ ជាញឹកញយ លក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចតែមួយមិនទំនងអាចបង្ហាញពីលក្ខណៈសមហេតុផលក្នុងការប្រើប្រភេទប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌពីរទិសដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី 9.1(b) និង (c) ទេ ។ ជាទូទៅ គេនិយមប្រើប្រព័ន្ធ post-tensioned សម្រាប់ប្រព័ន្ធ two-way plate ដែលចាក់ស្រាប់ ។ ពេលខ្លះ គេប្រើកម្រាលខណ្ឌពីរទិសដែលចាក់ស្រាប់នៅការដ្ឋាន ដែលគេហៅថា lift slabs ជាប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កប់ដោយឡែកពីគ្នាដែលធ្វើឱ្យការសាងសង់មានលឿនលឿន និងមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាកម្រាលខណ្ឌពីរទិសប្រេកុងត្រាំងចាក់នៅនឹងកន្លែង ។ ប៉ុន្តែ ការខ្វះបច្ចេកទេសក្នុងការសាងសង់ lift slab និងអវត្តមាននៃអ្នកជំនាញឯកទេសខាងការងារសាងសង់បែបនេះអាចបង្កើតនូវលក្ខខណ្ឌគ្រោះថ្នាក់ដែលអាចធ្វើឱ្យបាត់បង់នូវស្ថិរភាព និងធ្វើឱ្យគ្រឿងបង្កប់ដូរលំ ។

បច្ចេកទេសសម្រាប់ផលិត lift slab រួមមានការចាក់ ground-level slab ដែលមានតួនាទីពីរគឺ casting bed ដែលនៅលើវាគេអាចចាក់កម្រាលខណ្ឌផ្សេងៗទាំងអស់ និងដាក់គលើគ្នា ដែលចែកដាច់ពីគ្នាដោយ membrane ឬ sprayed parting agent ។ សសរ ដែលអាចជាដែក ឬបេតុងត្រូវបានសង់រហូតដល់កម្ពស់របស់អគារមុននឹងចាក់ basic bottom slab ។ កម្រាលខណ្ឌដទៃទៀតទាំងអស់ត្រូវបានចាក់ជុំវិញសសរ ដោយមាន steel collar ផ្តល់នូវគំនិតគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីអនុញ្ញាត listing (jacking) កម្រាលខណ្ឌដល់កម្រិតនីមួយៗរបស់កម្រាលខណ្ឌ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.១ (d) ។ គេសំរេចបានការងារ lifting តាមរយៈការប្រើ jack ដែលដាក់នៅលើកំពូលរបស់សសរ និងភ្ជាប់ទៅនឹងរបារដែកដែលមានឆ្មេញ (threaded rod) ដែលបង្អួតចុះក្រោមលើផ្ទៃរបស់សសរ

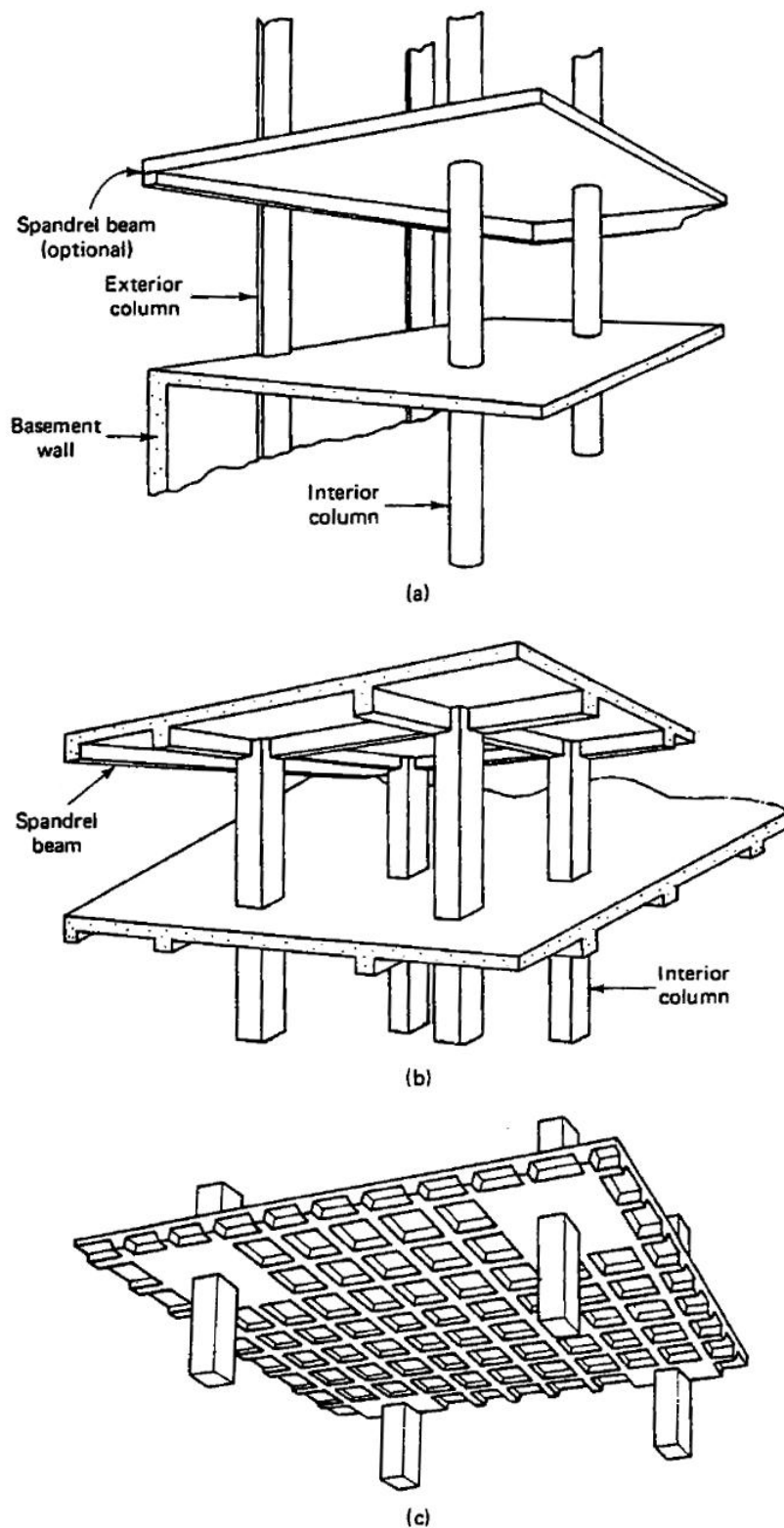


Figure 9.1 Two-way-action floor systems. (a) Two-way flat-plate floor. (b) Two-way slab floor on beams. (c) Waffle slab floor.

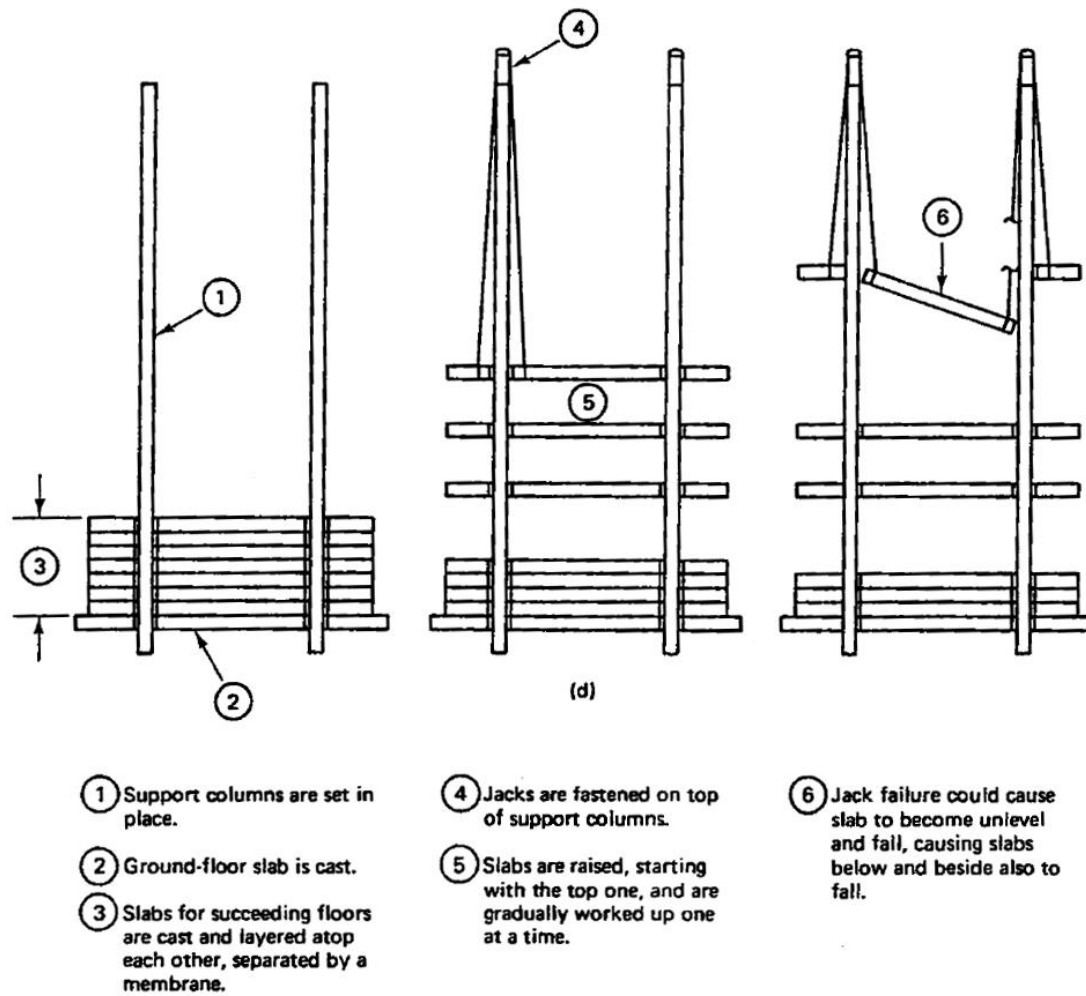


Figure 9.1 Continued (d) Lift-slab installation technique.

ទៅនឹង lifting collar ដែលបង្កប់នៅក្នុងកម្រាល ។ សកម្មភាពនៃការ jack ទាំងអស់ត្រូវរក្សាភាពដករបស់ កម្រាលដើម្បីជៀសវាងការបាត់បង់លំនឹង ។

ការសិក្សាវិភាគការធ្វើការរបស់កម្រាលខណ្ឌក្រោមការពត់បង្កោងរហូតដល់ទសវត្សរ៍ 1940 និងដើម ទសវត្សរ៍ 1950 ធ្វើឡើងដោយអនុវត្តតាមទ្រឹស្តីអេឡាស្ទិច (classical theory of elasticity) ។ ទ្រឹស្តីភាពជាប តូចរបស់ plate (small-deflection of plates) ដែលសន្មត់សំភារៈមានលក្ខណៈស្មើគ្នា (homogeneous) និងលក្ខណៈស្មើសាច់ (isotropic) ដែលបង្កើតជាគោលការណ៍នៃ ACI Code recommendation ជាមួយនឹង តារាងមេគុណ ម៉ូឌុល ។

នៅឆ្នាំ 1943, Johansen បានបង្ហាញទ្រឹស្តី yield-line សម្រាប់កំណត់លទ្ធភាពទប់ទល់ការដួលរលំរបស់ កម្រាលខណ្ឌ ។ ចាប់តាំងពីពេលនោះមក ការងារសិក្សាស្រាវជ្រាវជាច្រើនត្រូវបានធ្វើឡើង ដែលការងារទាំងនេះ ទាក់ទងនឹងការធ្វើការរបស់កម្រាលបេតុងអារម៉េក្រោមអំពើ ultimate ។ ការសិក្សាដោយអ្នកស្រាវជ្រាវជាច្រើន

ដូចជា Ockleston, Mansfield, Rzhnitsyn, Powell, Wood, Sawcczuk, Gamble-Sozwn-Siess និង Park បានចូលរួមដើម្បីមាសសម្រាប់ការយល់ដឹងពី limit-state behavior របស់កម្រាលខណ្ឌ និង plate នៅពេលបាក់ក៏ដូច នៅពេលរងបន្ទុកធ្វើការ ។

គេមានវិធីជាច្រើនដែលត្រូវបានប្រើសម្រាប់សិក្សាវិភាគ និងសិក្សាគណនាកម្រាលខណ្ឌ និង plate ពីរទិស ត្រូវបានសង្ខេបដូចខាងក្រោម៖

៩.១.១. វិធី ACI Code ពាក់កណ្តាលអេឡាស្ទិច (The Semielastic ACI Code Approach)

វិធី ACI ផ្តល់នូវជំរើសពីសម្រាប់សិក្សាវិភាគ និងសិក្សាគណនាប្រព័ន្ធ plate ឬកម្រាលខណ្ឌពីរទិសគឺ៖ វិធីសិក្សាគណនាដោយផ្ទាល់ (direct design method) និងវិធីគ្រោងសមមូល (equivalent frame method) ។ វិធីទាំងពីរនឹងត្រូវបានយកមកពិភាក្សានៅក្នុងចំណុច 9.3 ។ គេប្រើ equivalent frame method នៅក្នុងការសិក្សាគណនា និងសិក្សាវិភាគ plate និងកម្រាលខណ្ឌប្រកុងត្រាំង ។

៩.១.២. The Yield-Line Method

គេអនុវត្ត semielastic code approach សម្រាប់ករណី និងរាងស្តង់ដារ ហើយវាមានមេគុណសុវត្ថិភាពសម្រាប់លទ្ធភាពទ្រទ្រង់ធំណាស់ ចំណែក yield-line theory ជាទ្រឹស្តីបង្កើតដែលងាយស្រួលអនុវត្តទៅលើលក្ខខណ្ឌព្រំដែន និងរូបរាងមិនប្រក្រតី ។ ប្រសិនបើគេអនុវត្ត serviceability constraints, yield-line theory របស់ Johansen បង្ហាញនូវការធ្វើការពិតប្រាកដរបស់ plate និងកម្រាលខណ្ឌបេតុង ដែលអនុញ្ញាតដល់ការកំណត់ម៉ូឌុលបង្កោងពី collapse mechanism ដែលបានសន្មតដែលអនុគន៍ទៅនឹងប្រភេទនៃបន្ទុកខាងក្រៅ និងរូបរាងរបស់ floor panel ។ យើងនឹងពិភាក្សាទ្រឹស្តីនេះកាន់តែលម្អិតនៅក្នុងចំណុច 9.14. ។

៩.១.៣. The Limit Theory of Plates

ចំណាប់អារម្មណ៍ក្នុងការបង្កើត limit solution ក្លាយជាចាំបាច់ ដោយសារលទ្ធភាពក្នុងការកំណត់ collapse field ជាច្រើន ដែលអាចឱ្យគេកំណត់បាននូវ lower failure load ។ ដូចនេះ upper bound solution ដែលទាមទារនូវ valid mechanism នៅពេលដែលរកសមីការកម្មន្ត (work equation) ក៏ដូច lower bound solution ដែលទាមទារឱ្យដែនកុងត្រាំង (stress field) បំពេញលក្ខខណ្ឌសមីការលំនឹងឌីផេរ៉ង់ស្យែល គ្រប់ទីកន្លែង (differential equation of equilibrium) ដែល

$$\frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} - 2 \frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} = -w \quad (9.1)$$

ដែល M_x , M_y និង M_{xy} ជាម៉ូម៉ង់តង់ និង w ជាអាំងតង់ស៊ីតេនៃបន្ទុកឯកតា។ បរិមាណដែកដែលប្រែប្រួលអនុញ្ញាតឱ្យ lower bound solution នៅតែមានន័យ។ Wood, Park និងអ្នកស្រាវជ្រាវដទៃទៀតបានផ្តល់ នូវ semixact prediction ដែលសុក្រិតរបស់ collapse load ។

សម្រាប់ limit-state solution គេសន្មតថាកម្រាស់ខណ្ឌមានលក្ខណៈរឹងដាច់ខាតរហូតដល់ពេលដួលរលំ។ ក្រោយមក Nawy បានបញ្ចូលឥទ្ធិពលនៃភាពងាយក្រោមអំពើបន្ទុកធំ ក៏ដូចឥទ្ធិពលកំលាំង membrane រងការសង្កត់ទៅក្នុងការប៉ាន់ស្មាន collapse load ។

៩.១.៤. វិធីចំរៀក (The Stripe Method)

វិធីនេះត្រូវបានស្នើឡើងដោយ Hillerborg ក្នុងកិច្ចប្រឹងប្រែងដើម្បីតំរូវបែកនៅក្នុងដែនចំរៀក (stripe field) ។ ដោយសារការគិតក្នុងការអនុវត្តនៅការដ្ឋានជាក់ស្តែងទាមទារនូវការដាក់ដែកក្នុងទិសកែងគ្នា (orthogonal direction), Hillerborg កំណត់ឱ្យម៉ូម៉ង់រង្វង់ (twisting moment) ស្មើសូន្យ ហើយបំប្លែងកម្រាស់ខណ្ឌឱ្យទៅជាចំរៀកផ្ទឹមដែលកាត់គ្នា (intersection beam stripe) ដូចនេះទើបគេឱ្យឈ្មោះថា stripe method ។

លើកលែង yield-line theory របស់ Johansen ចេញ ដំណោះស្រាយភាគច្រើនជា lower bound ។ Upper-bound solution របស់ Johansen អាចផ្តល់នូវ collapse load ធំបំផុត ក្នុងករណីគេប្រើ valid failure mechanism ក្នុងការប៉ាន់ប្រមាណ collapse load ។

៩.១.៥. សេចក្តីសង្ខេប (Summary)

វិធីគ្រោងសមមូលជាវិធីចំបងដែលនឹងត្រូវពិភាក្សា ដោយសារប្រើប្រាស់នៃ direct design method នៅក្នុងការអនុវត្តរបស់វាសម្រាប់ប្រព័ន្ធកម្រាស់បេតុងប្រកុងត្រាំងពីរទិសមានដែនកំណត់ និងតម្រូវការនូវការកំណត់ stiffness នៅត្រង់តំណរវាងសសរ និងកម្រាស់ខណ្ឌនៅក្នុងដំណើរការនៃការសិក្សាគណនា។ ទ្រឹស្តី yield-line សម្រាប់សិក្សាកម្រាស់ខណ្ឌ និង plate ក្រោមស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ក៏ត្រូវបានបង្ហាញយ៉ាងសង្ខេប។

៩.២. ការធ្វើការរបស់កម្រាស់ខណ្ឌពីរទិសក្រោមការពត់បង្គោង

Flexural Behavior of Two-Way Slabs and Plates

៩.២.១. អំពើពីរទិស (Two-Way Action)

គេមានកម្រាលចតុកោណទោលដែលជ្រុងទាំងបួនរបស់វាត្រូវបានទ្រដោយ unyielding support ដូចជា shear wall ឬ stiff beam ។ យើងពិនិត្យការធ្វើការរបស់កម្រាលក្រោមអំពើ gravity load ។ កម្រាលនឹងងាប់ក្នុងទម្រង់ដែលគេមិនចង់បានក្រោមអំពើបន្ទុកខាងក្រៅ ហើយកាត់ជ្រុងរបស់វានឹងហើបឡើងប្រសិនបើវាមិនត្រូវបានចាក់បេតុងជាមួយនឹងទម្រង់ក្នុងពេលតែមួយទេនោះ ។ ខ្សែវណ្ណ (contour) ដែលឃើញនៅក្នុងរូបទី ៩.២ (a) បង្ហាញថាខ្សែកោងម្ល៉ឹងនៅត្រង់ចំណុចកណ្តាល C មានគ្រោះថ្នាក់នៅលើជ្រុងខ្លីតាមទិស y ជាងនៅលើជ្រុងវែងតាមទិស x ។

ការកំណត់ម្ល៉ឹងតាមទិស x និងតាមទិស y ពិតជាមានលក្ខណៈស្មុគស្មាញ ដោយសារវាធ្វើការជាគ្រឿងបង្កើនទិសមិនកំណត់ដ៏ក្រខ្ពស់ ។ គេបរិយាយកម្រាលនៅក្នុងផ្នែក (a) នៃរូបទី ៩.២ ជាករណីសាមញ្ញដោយយកចំរៀក AB និង DE ដែលនៅកណ្តាលស្វែង (ដូចក្នុងផ្នែក (b)) ដែលភាពងាប់របស់ចំរៀកទាំងពីរនៅចំណុចកណ្តាល C មានតម្លៃស្មើគ្នា ។

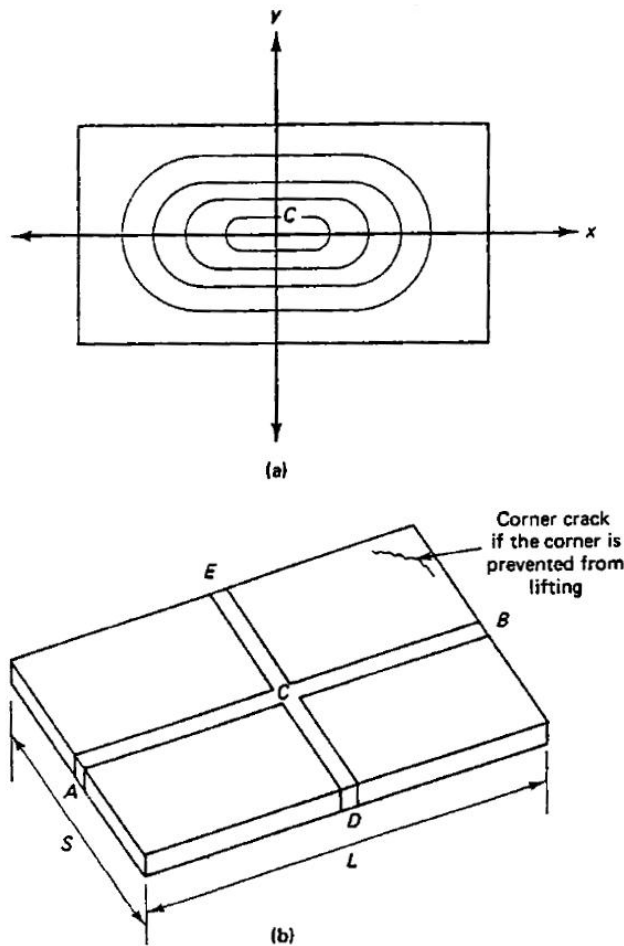


Figure 9.2 Deflection of panels and strips. (a) Curvature and deflection contours in a floor panel. (b) Central slips in a two-way slab panel.

ផ្ទឹមទម្រង់សាមញ្ញដែលរងបន្ទុកពង្រាយស្មើមានភាពដាច់ $5wl^4 / 384EI$ ឬ $\Delta = kwl^4$ ដែល k ចំនួនថេរ ។

ប្រសិនបើកម្រាស់របស់ចំរៀកទាំងពីរដូចគ្នា នោះភាពដាច់របស់ចំរៀក AB គឺ $k w_{AB} L^4$ ហើយភាពដាច់របស់ចំរៀក DE គឺ $k w_{DE} S^4$ ដែល w_{AB} និង w_{DE} ជាចំណែកនៃអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកសរុប w ដែលផ្ទេរទៅចំរៀក AB និង ចំរៀក DE រៀងគ្នា ដែល $w = w_{AB} + w_{DE}$ ។ ដាក់ឱ្យភាពដាច់ត្រង់ចំណុចកណ្តាល C នៃចំរៀកទាំងពីរស្មើគ្នា នោះយើងបាន

$$w_{AB} = \frac{wS^4}{L^4 + S^4} \quad (9.2a)$$

និង
$$w_{DE} = \frac{wL^4}{L^4 + S^4} \quad (9.2b)$$

ពីសមីការទាំងពីរខាងលើនេះ យើងឃើញថាពេលខ្លី S របស់ចំរៀក DE ទ្រនូវចំណែកនៃបន្ទុកធំជាង ។ ដូចនេះ ពេលខ្លីរបស់កម្រាលដែលនៅលើ unyielding support គឺរងនូវម៉ូម៉ង់ធំជាង ដែលទ្រនូវខ្សែកោងដែលមានលក្ខណៈចោតនៅក្នុងរូបទី ៩.២ (a) ។

៩.២.២. Relative Stiffness Effects

គេមានកម្រាលខណ្ឌមួយដែលទ្រដោយ flexible support ដូចជាផ្ទឹម និងសសរ ឬ flat plate ដែលទ្រដោយសសរ ។ នៅក្នុងករណីមួយណាក៏ដោយ ការបែងចែកម៉ូម៉ង់នៅក្នុងទិសខ្លី និងទិសវែងមានលក្ខណៈស្មុគស្មាញណាស់ ។ ភាពស្មុគស្មាញនេះកើតឡើងពីដីក្រៃនៃ stiffness របស់ yielding support ដែលកំណត់ភាពចោតនៃខ្សែ contour នៅក្នុងរូបទី ៩.២ (a) នៅក្នុងទិស x និងទិស y និងកំណត់នូវការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ ។

ផលធៀប stiffness របស់ផ្ទឹមទម្រង់ stiffness របស់កម្រាលខណ្ឌអាចធ្វើឱ្យខ្សែកោង និងម៉ូម៉ង់នៅតាមទិសវែងធំជាងខ្សែកោង និងម៉ូម៉ង់នៅតាមទិសខ្លី ដោយសារកម្រាលសរុបធ្វើការដូច orthotropic plate ដែលឈរលើសសរដែលគ្មានផ្ទឹម ។ ប្រសិនបើពេលវែង L នៅក្នុងប្រព័ន្ធកម្រាលនេះធំជាងពេលខ្លី S ខ្លាំង នោះម៉ូម៉ង់ អតិបរមានៅចំណុចកណ្តាលរបស់កម្រាលនឹងមានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលនឹងម៉ូម៉ង់ត្រង់កណ្តាលពេលវែងរបស់ចំរៀកពេលវែង L ដែលរងបន្ទុកពង្រាយស្មើ ហើយដែលចុងរបស់វាត្រូវបានទប់មិនឱ្យរិល ។

ជាសង្ខេប ដោយសារកម្រាលមានលក្ខណៈរលាស់ (flexible) និងមានបរិមាណដែកតិចមែនទែន នោះការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញនៅក្នុងទិសទាំងពីរអាស្រ័យនឹង relative stiffness របស់ទម្រង់ និងរបស់កម្រាល ។ ក្នុងត្រាំង ដែលធំជ្រួលនៅក្នុងតំបន់មួយត្រូវបានកាត់បន្ថយដោយការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញនេះទៅកាន់តំបន់ដែលមានក្នុងត្រាំងតូច ។

៩.៣. វិធីគ្រោងសមមូល

(The Equivalent Frame Method)

៩.៣.១. សេចក្តីផ្តើម

(Introduction)

ខាងក្រោមជាការរៀបរាប់ពីវិធី equivalent frame សម្រាប់ការវិភាគកម្រាលខណ្ឌពីរទិសដែលសង្ខេប ACI Code approach ដើម្បីកំណត់ និងបែងចែកម៉ូម៉ង់សរុបនៅក្នុងកម្រាលពីរទិស ។ ក្នុងសន្មត់កាត់តាមប្លង់អគ្នារាងចតុកោណច្រើនជាន់តាមទិសបញ្ឈរតាមបណ្តោយខ្សែ AB និង CD នៅក្នុងរូបថត ៩.៣ ចន្លោះកណ្តាលល្វែង ។ គេទទួលបាន rigid frame នៅក្នុងទិស x ។ ដូចគ្នា ប្លង់កាត់បញ្ឈរ EF និង HG ផ្តល់នូវ rigid frame តាមទិស y ។ Idealized frame ដែលផ្សំឡើងដោយផ្ទៃដេក ឬកម្រាលខណ្ឌសមមូល និងសសរដែលជាទម្រង់អាចឱ្យគេគណនាកម្រាលខណ្ឌដោយចាត់ទុកវាដូចជាផ្ទៃដេក ។ ដូចនេះ វិធី equivalent frame ចាត់ទុក idealized frame ធ្វើការស្រដៀងគ្នានឹងគ្រោងពិតប្រាកដ ហើយវាមានដែនកំណត់ និងផ្តល់នូវលទ្ធផលសុក្រិតជាង direct design method ។ វិធីនេះត្រូវការការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញច្រើនដង ចំណែកឯ direct design method ត្រូវការការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញតែម្តងគត់ ។

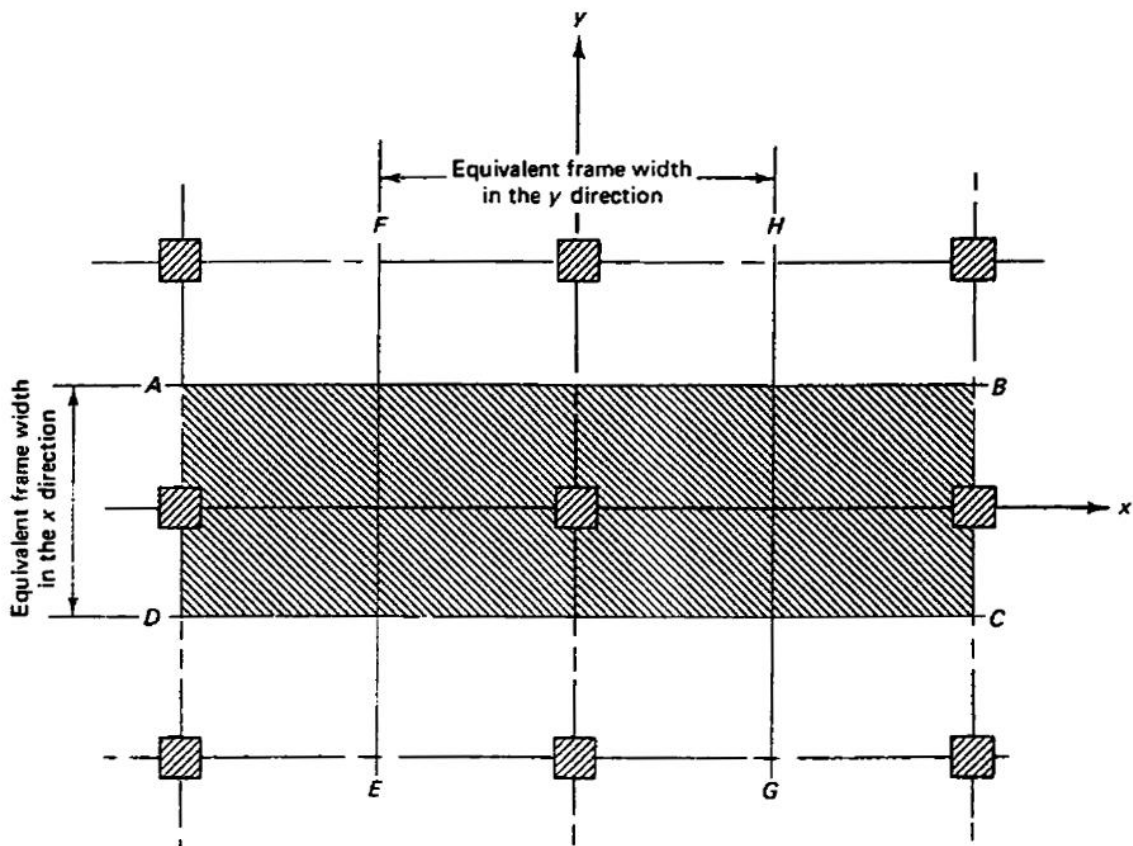


Figure 9.3 Floor plan with equivalent frame (shaded area in x direction).

៩.៣.២. ដែនកំណត់របស់វិធីគណនាដោយផ្ទាល់ (Limitations of the Direct Design Method)

ខាងក្រោមជាដែនកំណត់របស់ direct design method:

1. តាមទិសនីមួយៗត្រូវមានបីល្វែងជាប់គ្នាយ៉ាងតិច ។
2. ផលធៀបល្វែងវែង លើល្វែងខ្លីមិនត្រូវធំជាង 2.0 ។
3. ល្វែងក្នុងទិសនីមួយៗមិនត្រូវខុសគ្នាដោយតម្លៃធំជាងមួយភាគបីនៃល្វែងដែលវែង ។
4. សសរអាចស្ថិតនៅខុសពីអ័ក្សដោយតម្លៃអតិបរមា 10% នៃល្វែងនៅក្នុងទិសដែលវាស្ថិតនៅ ។
5. បន្ទុកទាំងអស់ត្រូវតែជាបន្ទុកទំនាញ និងជាបន្ទុកពង្រាយស្មើលើកម្រាលទាំងមូល ។ បន្ទុកអថេរមិនត្រូវធំជាងបន្ទុកថេរដងទេ ។
6. ប្រសិនបើ កម្រាលត្រូវបានទ្រដោយផ្ទឹមគ្រប់ទិស, relative stiffness របស់ផ្ទឹមក្នុងទិសពីកែងគ្នាមិនត្រូវតូចជាង 0.2 ឬធំជាង 5.0 ។

ដោយគេឱ្យដែនកំណត់ទាំងនេះសម្រាប់ការវិភាគកម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រកុងត្រាំង គេចាំបាច់ប្រើ equivalent frame method ប្រសើរជាង ។

៩.៣.៣. ការកំណត់ម៉ូម៉ង់ស្ថាទិច M_o (Determination of the Static Moment M_o)

គេមានជំហានក្នុងការគណនាកម្រាលខណ្ឌសំខាន់ចំនួន ៤ដូចខាងក្រោម:

1. កំណត់ម៉ូម៉ង់ស្ថាទិចសរុបតាមទិសនីមួយៗ ។
2. បែងចែកម៉ូម៉ង់សរុបសម្រាប់ការគណនាមុខកាត់សម្រាប់ម៉ូម៉ង់វិជ្ជមាន និងអវិជ្ជមាន ។
3. បែងចែកម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមាន និងម៉ូម៉ង់វិជ្ជមានទៅចំរៀងលើសសរ និងចំរៀងកណ្តាលល្វែង និងទៅផ្ទឹមប្រសិនបើវាមាន ។ ចំរៀងលើសសរ (column strip) ជាចំរៀងដែលមានទទឹងស្មើនឹង 25% នៃទទឹងគ្រោងសមមូលនៅលើជ្រុងនីមួយៗនៃអ័ក្សសសរ ហើយទទឹងរបស់ចំរៀងកណ្តាលល្វែងជាប្រវែងដែលនៅសល់ ។
4. កំណត់ទំហំ និងការបែងចែកដៃកតាមទិសនីមួយៗ ។

តាមអ្វីដែលឱ្យដូចខាងលើ គេត្រូវធ្វើការកែសម្រួលតម្លៃរបស់ម៉ូម៉ង់ដែលបានបែងចែកហើយ ។ គេមានកម្រាលខណ្ឌខាងក្នុងដែលមានទំហំ l_1 គិតពីអ័ក្សនៅក្នុងទិសនៃម៉ូម៉ង់ដែលត្រូវពិចារណា និងទំហំ l_2 តាមទិសកែងនឹង l_1 ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ៩.៤ ។ Clear span l_n ជាទំហំដែលគិតពីផ្ទៃទៅផ្ទៃរបស់សសរ ឬ capital ឬជញ្ជាំង ។ តម្លៃរបស់វាមិនត្រូវតូចជាង $0.65l_1$ ហើយសម្រាប់ទម្រង់ដែលមានមុខកាត់មូល គេត្រូវគិតជាមុខកាត់ការេ ដែលមានក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់ស្មើគ្នា ។ ម៉ូម៉ង់ស្ថាទិចសរុបរបស់ផ្ទឹមទម្រង់បន្ទុកពង្រាយស្មើដែលជា

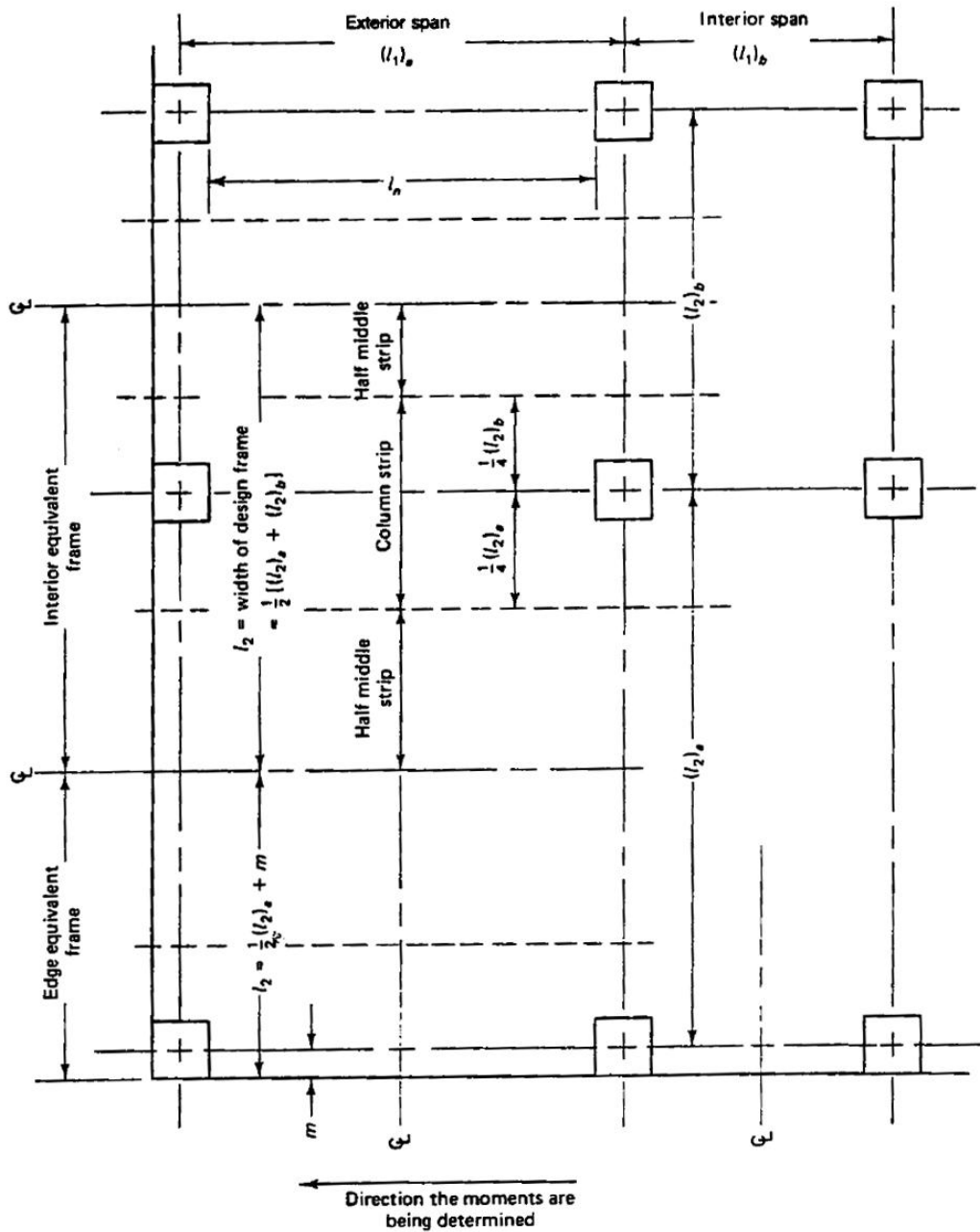


Figure 9.4 Column and middle strips of the equivalent frame (y direction).

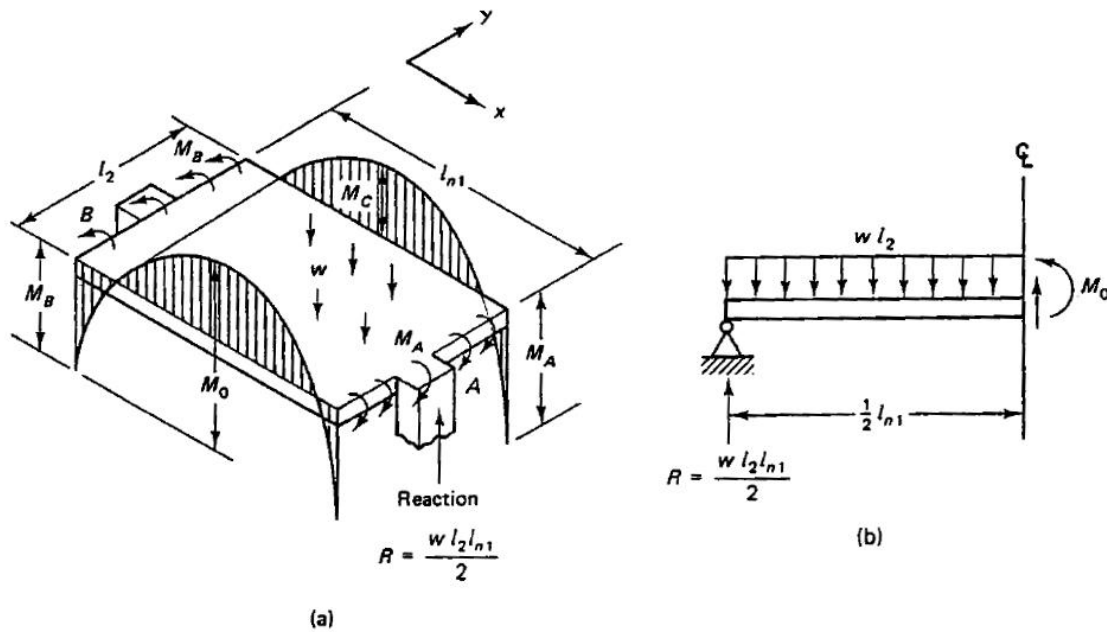


Figure 9.5 Simple moment M_o acting on an interior two-way slab panel in x direction. (a) Moment on panel. (b) Free-body diagram.

one-dimensional member គឺ $M_o = w l^2 / 8$ ។ នៅក្នុងកម្រាលខណ្ឌពីរទិសដែលជា two-dimensional member, គេបំបែងគ្រឿងបង្កើនទៅជាគ្រោងសមមូលដែលអាចឱ្យគេគណនា M_o ម្តងនៅក្នុងទិស x និងម្តងតាមទិស y ។ ប្រសិនបើគេគិតកម្រាលខាងក្នុងនេះជាដ្យាក្រាមអង្កសេរីដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.៥ (a) ភាពស៊ីមេទ្រីកាត់បន្ថយកម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់រង្វិល (twisting moment) រហូតដល់សូន្យតាមបណ្តោយជ្រុងនៃកំណាត់ដែលរងការកាត់ ។ ប្រសិនបើនៅខាងចុងចំណុច A និងចំណុច B មិនមានការទប់នឹងការរិល (restraint) នោះគេគិតកម្រាលជាកម្រាលទម្រសាមញ្ញនៅក្នុងទិសនៃល្វែង l_n ។ ប្រសិនបើគេកាត់នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង ដូចនៅក្នុងរូបទី ៩.៥ (b) ហើយគិតកម្រាលពាក់កណ្តាលជាដ្យាក្រាមអង្កសេរី នោះម៉ូម៉ង់ M_o នៅកណ្តាលល្វែងគឺ

$$M_o = \frac{w l_2 l_{n1}}{2} \frac{l_{n1}}{2} - \frac{w l_2 l_{n1}}{2} \frac{l_{n1}}{4}$$

$$\text{ឬ} \quad M_o = \frac{w l_2 (l_{n1})^2}{8} \quad (9.3)$$

ដោយសារមាន restraint នៅត្រង់ទម្រ, គេបែងចែក M_o នៅក្នុងទិស x ទៅទម្រ និងទៅកណ្តាលល្វែងដូចខាងក្រោម

$$M_o = M_C + \frac{1}{2}(M_A + M_B) \quad (9.4a)$$

ការបែងចែកនេះអាស្រ័យនឹងដីក្រៃនៃភាពរឹងក្រាញរបស់ទម្រ ។ នៅក្នុងរបៀបដូចគ្នា M_o តាមទិស y ជាផលបូកម៉ូម៉ង់នៅកណ្តាលល្វែង និងតម្លៃមធ្យមនៃម៉ូម៉ង់លើទម្រនៅក្នុងទិសនោះ ។

នៅក្នុងទិសដែលកែង សមីការ 9.4a ក្លាយជា

$$M'_o = M'_C + \frac{1}{2}(M_A + M_B) \quad (9.4b)$$

ដែល M'_o , M'_A , M'_B និង M'_C ជាម៉ូម៉ង់នៅលើអ័ក្សដែលកែងគ្នានឹង M_o , M_A , M_B និង M_C រៀងគ្នា។ ដូចគ្នា នៅក្នុងរបៀបស្រដៀងគ្នានឹងសមីការ 9.3 យើងបាន

$$M'_o = \frac{wl_1(l_{n2})^2}{8} \quad (9.5)$$

អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុក w ក្រោមបន្ទុកធ្វើការនៅក្នុងកម្រាលបេតុងប្រកុងត្រាំងអាចជា W_w ក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃ។

៩.៣.៤. វិភាគគ្រោងសមមូល (Equivalent Frame Analysis)

គ្រឿងបង្ក (ដែលចែកចេញជាគ្រោងជាប់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.៦ សម្រាប់គ្រោងក្នុងទិសទាំងពីរកែងគ្នា) មានសសរមួយជួរ និងផ្ទាំង (កម្រាលខណ្ឌ) ជាប់ $ABCDE$ សម្រាប់បន្ទុកទំនាញ។ កម្រាលនីមួយៗត្រូវបានវិភាគដាច់ដោយឡែកពីគ្នា ដែលសសរត្រូវបានសន្មតថា fixed នៅត្រង់កម្រាលខាងលើ និងខាងក្រោម។ ដើម្បីបំពេញលក្ខខណ្ឌស្ថាទិច និងលក្ខខណ្ឌលំនឹង គ្រោងសមមូលនីមួយៗត្រូវទ្របន្ទុកអនុវត្តន៍សរុប។ ការដាក់បន្ទុកលើល្វែងឆ្នាស់ត្រូវបានប្រើសម្រាប់រកលក្ខខណ្ឌបន្ទុកអថេរអាក្រក់បំផុត។

គេចាំបាច់គិតពីរេស៊ីស្តង់ទប់មុំរង្វិល (rotational resistance) របស់សសរនៅត្រង់តំណ នៅពេលគិតពី moment relaxation ឬការបែងចែកម៉ូម៉ង់ លើកលែងនៅពេលសសរមានលក្ខណៈរឹងដែលធ្វើឱ្យវាមាន ភាពរឹង (rigidity) តូចធៀបទៅនឹង rigidity របស់កម្រាលនៅត្រង់តំណ។ នៅក្នុងការសាងសង់ lift slab គេចាំបាច់គិតតែផ្ទាំងជាប់តែប៉ុណ្ណោះ។ រូបទី ៩.៧ បង្ហាញពីបណ្តាអង្កត់នៃគ្រោងសមមូល។ ចំរៀងកម្រាលត្រូវបានសន្មតទ្រដោយកម្រាលទទឹង (transverse slab)។ សសរផ្តល់នូវរេស៊ីស្តង់ទប់ម៉ូម៉ង់រមូល M_T ដែលសមមូលទៅនឹងអាំងតង់ស៊ីតេម៉ូម៉ង់រមូលអនុវត្តន៍ m_t ។ មុខកាត់ចុងខាងក្រៅរបស់ចំរៀងកម្រាលវិលជុំជាមុខកាត់ត្រង់កណ្តាលដោយសារកំហុចទ្រង់ទ្រាយដោយការរមូល។ ដើម្បីគិតពីមុំរង្វិល និងកំហុចទ្រង់ទ្រាយនេះ គេត្រូវជំនួសសសរជាក់ស្តែង និង transverse slab strip ដោយសសរសមមូលដែល flexibility របស់សសរសមមូលស្មើនឹងផលបូក flexibility នៃសសរជាក់ស្តែង និងចំរៀងកម្រាល។ ការសន្មតនេះសំដែងដោយសមីការខាងក្រោម៖

$$\frac{1}{K_{ec}} = \frac{1}{\sum K_c} + \frac{1}{K_t} \quad (9.6)$$

ដែល K_{ec} ភាពរឹងក្រាញ់ទប់ការពត់ (flexural stiffness) របស់សសរសមមូល (ម៉ូម៉ង់ក្នុងមួយឯកតាមុំរង្វិល)។

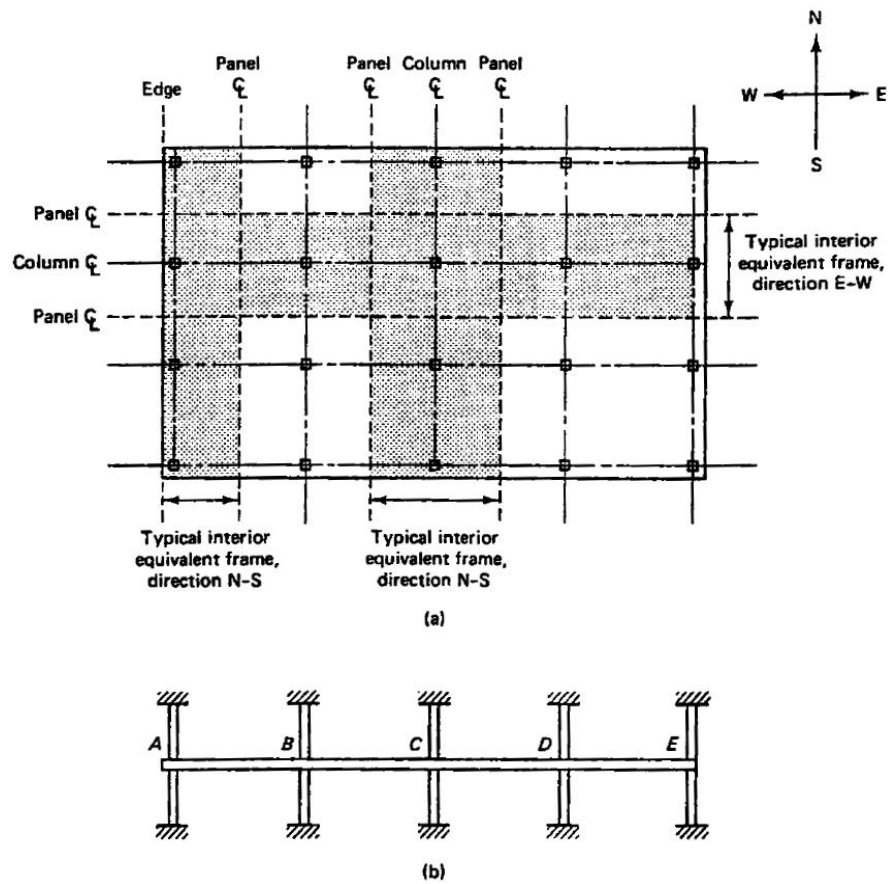


Figure 9.6 Idealized structure divided into equivalent frames. (a) Plan. (b) Section in E-W direction.

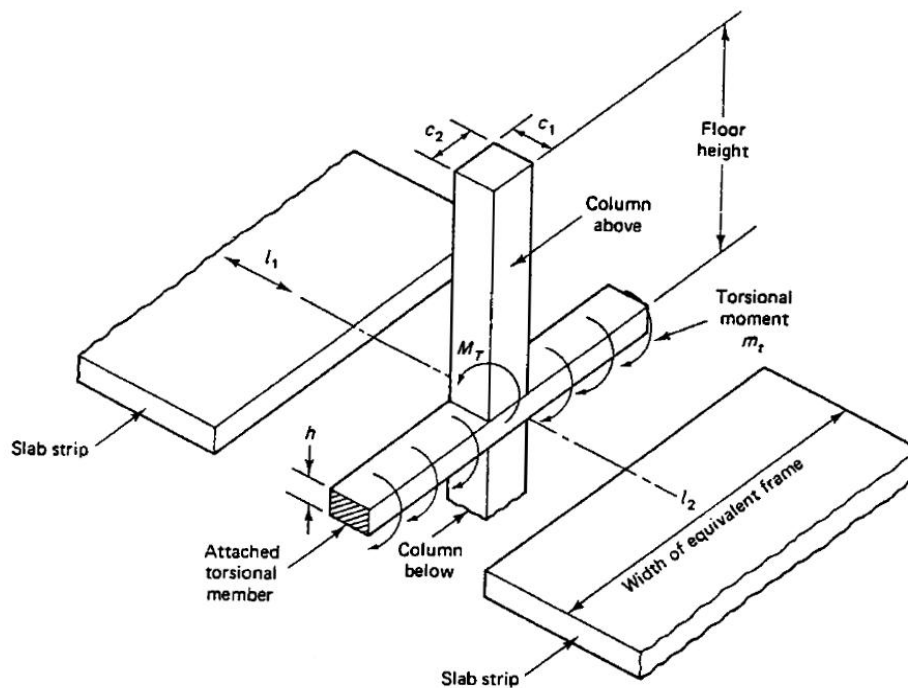


Figure 9.7 Constituent elements of the equivalent frame.

ΣK_c = ផលបូក flexural stiffness របស់សសរខាងលើ និងខាងក្រោមនៅត្រង់តំណ

K_t = flexural stiffness របស់ផ្ទាំងដែលរមួល

ម្យ៉ាងវិញទៀត គេអាចសរសេរសមីការ ៩.៦ ជាសមីការ stiffness

$$K_{ec} = \frac{\Sigma K_c}{1 + \frac{\Sigma K_c}{K_t}} \quad (9.7)$$

ហើយគេអាចកំណត់ភាពរឹងក្រាញរបស់សសរសម្រាប់គ្រោងសមមូលជា

$$K_c = \frac{EI}{l'} \left[1 + 3 \left(\frac{L}{L'} \right)^2 \right] \quad (9.8)$$

ដែល I ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់សសរ, L ជាប្រវែងល្វែងគិតពីអ័ក្ស, L' ជាប្រវែងល្វែងរបស់ផ្ទាំងសមមូលដែលគិតពីផ្ទៃសសរ។ គេយកមេគុណ carryover ប្រហែលនឹង $-\frac{1}{2}(1 + 3h/L)$ ។ គេអាចគណនាមេគុណ carry-over បានជាក់លាក់ដោយ column-analogy method ដោយប្រើកម្រាលខណ្ឌជា analogous column ។

សមីការសម្រួលសម្រាប់ K_c ឱ្យលទ្ធផលខុសពីតម្លៃដែលបានពីសមីការ 9.8 ប្រហែល 5% ។

$$K_c = \frac{4EI}{L_n - 2h} \quad (9.9)$$

ដែល h ជាកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ។ ភាពរឹងក្រាញក្នុងការរមួល (torsional stiffness) របស់កម្រាលខណ្ឌនៅក្នុងជួរសសរ

$$K_t = \Sigma \frac{9E_{cs}C}{L_2 \left(1 - \frac{c_2}{L_2} \right)^3} \quad (9.10a)$$

ដែល L_2 = ទទឹង band

L_n = ល្វែង

c_2 = ទំហំរបស់សសរក្នុងទិសស្របនឹងផ្ទាំងរងការរមួល ហើយថេររមួល (torsional constant) គឺ

$$C = \Sigma \frac{\left(1 - 0.63 \frac{x}{y} \right) x^3 y}{3} \quad (9.10b)$$

ដែល x = ទំហំខ្លីនៃផ្នែកចតុកោណរបស់មុខកាត់នៅត្រង់ទីប្រសព្វរបស់សសរ (ដូចជាកម្ពស់កម្រាល)

y = ទំហំវែងនៃផ្នែកចតុកោណរបស់មុខកាត់នៅត្រង់ទីប្រសព្វរបស់សសរ (ដូចជាទទឹងសសរ)

ភាពរឹងក្រាញរបស់កម្រាលខណ្ឌត្រូវបានឱ្យដោយសមីការ

$$K_s = \frac{4E_{cs}I_s}{L_n - c_1/2} \quad (9.11)$$

នៅពេលដែលគេកំណត់ភាពរឹងក្រាញប្រសិទ្ធភាព (effective stiffness) K_{ec} របស់សសរ និងភាពរឹងក្រាញរបស់កម្រាលខណ្ឌ K_s គេអាចវិភាគគ្រោងសមមូលដោយវិធីណាមួយក៏បាន ដូចជា relaxation method ឬ moment distribution method ។

មេគុណបែងចែក (distribution) សម្រាប់ម៉ូម៉ង់បង្កប់ចុង (fixed-end moment) $x =$ គឺ

$$DF = \frac{K_s}{\sum K} \quad (9.12)$$

ដែល $\sum K = K_{ec} + K_{s(left)} + K_{s(right)}$ ។ គេអាចប្រើមេគុណ carryover $COF \cong 1/2$ ដោយមិនមានបាត់បង់ភាពសុក្រិត ដោយសារ nonprismatic section បង្កឱ្យពូជតិចណាស់ទៅលើ fixed-end moment និងទៅលើមេគុណ carryover ។ ម៉ូម៉ង់បង្កប់ចុង FEM សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ពង្រាយស្មើគឺ $wl_2(l_n)^2/12$ នៅត្រង់ទម្រង់ដែលនៅក្រោយពេលការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ ផលបូកម៉ូម៉ង់ដែលបែងចែកអវិជ្ជមាននៅត្រង់ទម្រង់ និងម៉ូម៉ង់នៅកណ្តាលល្វែងតែងតែស្មើនឹងម៉ូម៉ង់ស្តាទិច $M_o = wl_2(l_n)^2/8$ ។

៩.៣.៥. គំរូនៃការដាក់បន្ទុកនៅលើល្វែង (Pattern Loading of Spans)

គេមិនចាំបាច់ធ្វើការពង្រាយបន្ទុកលើល្វែងទាំងអស់ក្នុងពេលតែមួយទេ ព្រោះវាមិនបានបង្កើតក្នុងត្រាំងពត់បង្គោលអវិជ្ជមាន និងវិជ្ជមានអតិបរមាទេ ។ ដូចនេះ គេណែនាំឱ្យវិភាគគ្រោងច្រើនជាន់ដោយប្រើគំរូនៃការពង្រាយបន្ទុកឆ្លាស់សម្រាប់បន្ទុកអថេរ ។ សម្រាប់គ្រោងបីល្វែង គំរូនៃការដាក់បន្ទុកដែលស្មើឡើងសម្រាប់បន្ទុកអថេរត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.៨ ។

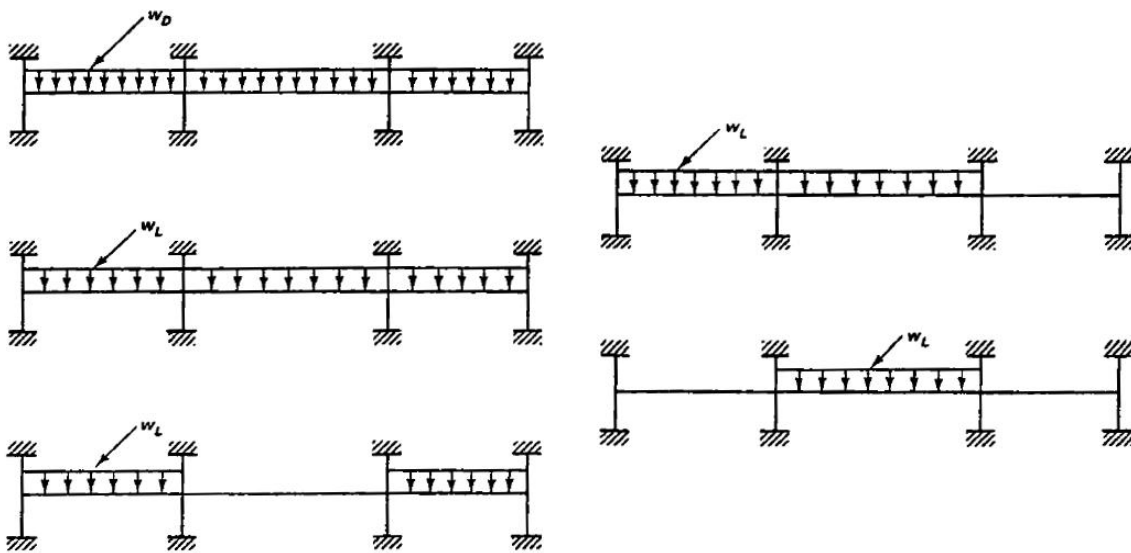


Figure 9.8 Loading patterns for live load.

៩.៤. បន្ទុកលំនឹងពីរទិស (Two-Directional Load Balancing)

ដូចដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូកទី ១ បន្ទុកលំនឹង (load balancing) ជាកម្លាំងប្រឆាំងនឹងបន្ទុកទំនាញខាងក្រៅ ។ បន្ទុកនេះត្រូវបានបង្កើតឡើងដោយបង្គុំទទឹង (transverse component) នៃកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងតាមបណ្តោយនៅក្នុង parabolic ឬ harped tendon ។ បន្ទុក w នៅក្នុងសមីការ 9.3 ទៅដល់ 9.5 ជាបន្ទុកទទឹងអ័ក្សខាងក្រៅដែលមានទិសចុះក្រោម (downward external transverse load) ដែលអាចជាបន្ទុកធ្វើការ w_w ឬជាបន្ទុកមេតុណ w_u ។ បន្ទុកដែលមានទិសឡើងលើ (upward load) នៅក្នុងកម្រាលខណ្ឌដែលបណ្តាលពី transverse component នៃកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង (ដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូក ១) កាត់បន្ថយឥទ្ធិពលរបស់ w_w ហើយគេអាចជ្រើសរើសវាជាបន្ទុកលំនឹងពិតប្រាកដដែលមានទិសដៅចុះក្រោម ។ ក្រោមលក្ខខណ្ឌបែបនេះ កម្រាលខណ្ឌពីរទិសមិនរងម៉ូម៉ង់បង្គោល ហើយក៏មិនរងម៉ូម៉ង់រមួល ហើយការវិភាគត្រូវបានសម្រួលយ៉ាងច្រើន ។

បន្ទុកលំនឹងពីរទិសនៅក្នុងកម្រាលខណ្ឌពីរទិសខុសពីបន្ទុកលំនឹងមួយទិសនៅក្នុងផ្ទាំង ។ បន្ទុកលំនឹងដែលបង្កើតដោយ tendon នៅក្នុងទិសមួយអាចបង្កើន ឬកាត់បន្ថយបន្ទុកលំនឹងដែលបង្កើតដោយ tendon ក្នុងទិសកែង ។ ដូចនេះ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង និង tendon profile នៅក្នុងទិសពីរកែងគ្នាគឺមានទំនាក់ទំនងគ្នាទៅវិញទៅមក ដោយរក្សានូវគោលការណ៍ស្ថាទិច ។ ផលប្រយោជន៍ដ៏ធំជាងគេរបស់បន្ទុកលំនឹងគឺការគណនាកម្រាលប្រែក្នុងត្រាំងដែលបង្កើតឡើងលើរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងផ្តល់នូវការពង្រាយបន្ទុកនៅក្នុងទិសនីមួយៗសមមូលទៅនឹងបន្ទុកខាងក្រៅដែលមានទិសដៅចុះក្រោម ។ ការសិក្សាគណនាបែបនេះត្រូវបានគេឱ្យឈ្មោះថា pure balanced design ។ គេត្រូវវិភាគរាល់ការងាកចេញពីលក្ខខណ្ឌលំនឹង (balanced condition) ដូចបន្ទុកដែលមានអំពើលើកម្រាលដែលមិនរងឥទ្ធិពលពីបង្គុំឡើងលើរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង ។

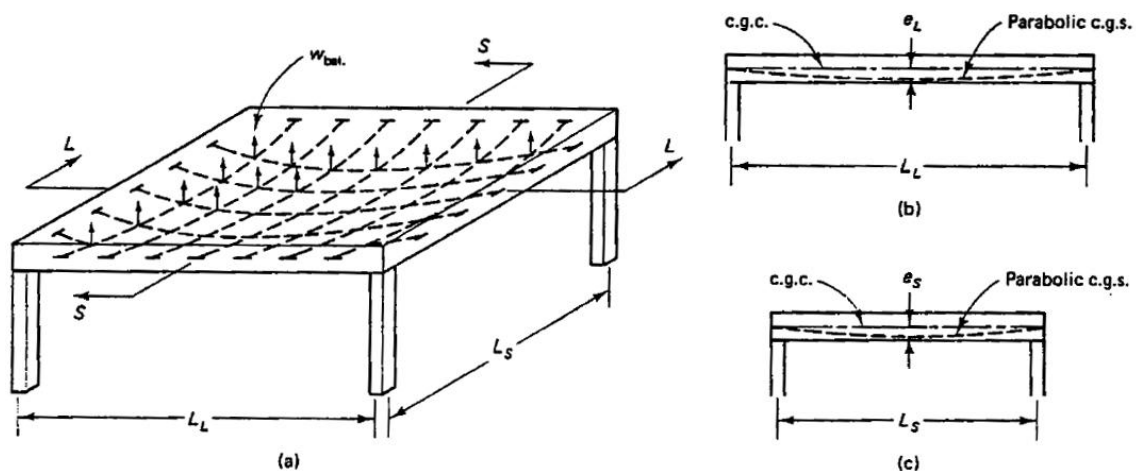


Figure 9.9 Balancing loads in two-way prestressed panel. (a) Three-dimensional view. (b) Section L-L in the long direction. (c) Section S-S in the short direction.

ប្រសិនបើកម្រាលខណ្ឌពីរទិសដែលមានទម្រង់ដូចជាជញ្ជាំងរងប្រកុងត្រាំងពីរទិសកែងគ្នាដែលមានល្វែង L_S និង L_L ក្នុងទិសខ្លី និងទិសវែង រៀងគ្នា ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.៩ នោះគេទទួលបានបន្ទុកលំនឹងដែលមានទិសឡើងលើដែលត្រូវការដើម្បីបង្កើត balanced design load ដែលបានពិសមីការ 1.15a ដោយសមីការ

$$W_{bal(S)} = \frac{8P_S e_S}{L_S^2} \quad (9.13a)$$

និង
$$W_{bal(L)} = \frac{8P_L e_L}{L_L^2} \quad (9.13b)$$

ដែល P_S និង P_L ជាកម្លាំងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយកំហាតបង់ក្នុងមួយឯកតាទទឹងរបស់កម្រាលខណ្ឌនៅក្នុងទិសខ្លី L_S និងទិសវែង L_L រៀងគ្នា, e_S និង e_L ជាចំណាកផ្ចិតអតិបរមារបស់ដែកប្រកុងត្រាំង ។ បន្ទុកលំនឹងសរុបក្នុងមួយឯកតាទទឹងនឹងក្លាយជា

$$W_{bal} = W_{bal(S)} + W_{bal(L)} = \frac{8P_S e_S}{L_S^2} + \frac{8P_L e_L}{L_L^2} \quad (9.14)$$

អ្នកសិក្សាគណនាគួរជ្រើសរើស W_{bal} ហើយកំណត់តម្លៃរបស់កម្លាំងប្រកុងត្រាំង P_S និង P_L ។ បន្ទុកនៃ P_S និង P_L អាចបំពេញសមីការស្ថាទិច 9.14 ។ ប្រសិនបើកម្រាលខណ្ឌឈរលើផ្ទៃមុខ ឬប្រសិនបើកម្រាលខណ្ឌសាមញ្ញឈរលើជញ្ជាំង នោះការគណនាដែលមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាងគេអាចទ្របន្ទុក W តែក្នុងទិសខ្លី ឬទ្រ $W/2$ ក្នុងទិសនីមួយៗសម្រាប់ករណីកម្រាលខណ្ឌរាងការ៉េ ។ កម្រាលខណ្ឌដែលរងដោយបន្ទុក W_{bal} និងរងកុងត្រាំងដោយកម្លាំង ប្រកុងត្រាំង P_S និង P_L នឹងប្រឈមនឹងការពង្រាយកុងត្រាំងស្មើ P_S/h និង P_L/h នៅក្នុងទិសនីមួយៗ ដែល ក្នុងនោះ h ជាកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ ។ កម្រាលខណ្ឌត្រូវតែរាបស្មើ ដោយមិនមានភាពងាប់ និង camber ។ គំនិតនៃ បន្ទុកអនុវត្តន៍ពី W_{bal} នឹងទាមទារនូវការប្រើទ្រឹស្តីអេឡាស្ទិចធម្មតាសម្រាប់វិភាគ two-way plate ។

ជាទូទៅ ដោយសារកម្រាលខណ្ឌពីរទិសបេតុងប្រកុងត្រាំងរងការទាញជាក្រោយ (prestressed post-tensioned two-way slab) ជា flat plate ដែលទ្រដោយសសរដោយផ្ទាល់ នោះបន្ទុកទាំងអស់ត្រូវបានទ្រក្នុងទិសទាំងពីរដោយប្រើដែកប្រកុងត្រាំងពង្រាយស្មើ ឬ banded tendon ជាមួយនឹងការប្រមូលផ្តុំដែកប្រកុងត្រាំងនៅមុំជ្រុងរៀងរាល់របស់កម្រាលពីរទិស ។

ការបែងចែកកុងត្រាំងស្មើ និងភាពងាប់ ឬ camber សូន្យមិនមានសារៈសំខាន់សម្រាប់ការកំណត់សមាមាត្រមុខកាត់ប្រព័ន្ធកម្រាលទេ ។ ប្រសិនបើមិនដូច្នោះទេ បន្ទុកលំនឹងមិនមែនជាវិធីដែលមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាងគេក្នុងការកំណត់កម្លាំងប្រកុងត្រាំងទេ ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត ជាញឹកញយអ្នកសិក្សាគណនាតែងប្រើបន្ទុកលំនឹងដោយផ្នែក (partial balancing load) $W_{bal} < W_D + W_L$ សម្រាប់ប្រព័ន្ធកម្រាលច្រើន ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី

៩.២ ។ ប្រសិនបើបន្ទុក $W_w = W_D + W_L$ ធំជាងបន្ទុកលំនឹង W_{bal} ដែលបានពិសមីការ 9.14 នោះម៉ូម៉ង់ឯកតា M_S និង M_L នឹងកើតមាននៅក្នុងទិស S និងទិស L រៀងគ្នា ។

ក្នុងត្រាំងឯកតានៅក្នុងបេតុងនៅក្នុងទិសខ្លី និងទិសវែងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកគ្មានលំនឹង (unbalanced loading) ត្រូវបានទទួលដោយការដាក់បន្ថែមកម្លាំងសង្កត់ស្មើដែលបណ្តាលពីបន្ទុកលំនឹងទៅលើក្នុងត្រាំងបង្គោលនៅក្នុងបេតុងដែលបង្កឡើងដោយម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោល M_S និង M_L ដែលកើតពី unbalanced load $W_w - W_{bal}$ ។ ក្នុងត្រាំងបេតុងនៅសរសៃខាងលើ និងសរសៃខាងក្រោមក្នុងទិសនីមួយៗត្រូវបានឱ្យដូចខាងក្រោម៖

ទិសខ្លី

$$f^t = -\frac{P_S}{bh} - \frac{M_S c}{I_L} \quad (9.15a)$$

$$f_b = -\frac{P_S}{bh} + \frac{M_S c}{I_L} \quad (9.15b)$$

ទិសវែង

$$f^t = -\frac{P_L}{bh} - \frac{M_L c}{I_L} \quad (9.16a)$$

$$f_b = -\frac{P_L}{bh} + \frac{M_L c}{I_L} \quad (9.16b)$$

នៅក្នុងសមីការទាំងនេះ អក្សរ t តំណាងឱ្យសរសៃខាងលើបំផុតរបស់កម្រាល ហើយអក្សរ b តំណាងឱ្យសរសៃខាងក្រោមបំផុតរបស់បេតុង, $c = h/2$, ទីនេះ $b = 12in$. ហើយ

$$P_S = \frac{P_S \text{ total}}{L}$$

ហើយ
$$P_L = \frac{P_L \text{ total}}{S}$$

ជាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងឯកតា ។ មេគុណម៉ូម៉ង់បន្ទុកសេវាកម្ម (service-load moment coefficient) សម្រាប់កំណត់ M_S និង M_L អាចទទួលបានពី chart នៅក្នុងរូបទី ៩.១០ សម្រាប់លក្ខខណ្ឌព្រំដែនទាំងអស់ ។ គេមានមេគុណម៉ូម៉ង់ពត់សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ពត់វិជ្ជមាន និងអវិជ្ជមានអតិបរមា ដែល βx_2 និង $\beta x'_2$ អនុវត្តទៅលើ $+M$ និង $-M$ នៅលើល្វែងខ្លី L_x រៀងគ្នា ។ ដូចគ្នា βy_2 និង $\beta y'_2$ អនុវត្តទៅលើម៉ូម៉ង់ពត់វិជ្ជមាន និងអវិជ្ជមានអតិបរមានៅលើល្វែងវែង L_y រៀងគ្នា ។ តាមរបៀបដូចគ្នា chart នៅក្នុងរូបទី ៩.១១ ផ្តល់នូវវិធីសាស្ត្ររហ័សក្នុងការកំណត់ ultimate bending moment coefficient នៅក្នុង plate បេតុងប្រែក្នុងត្រាំងពីរទិសជាប់ ។

៩.៥. រេស៊ីស្តង់បង្គោលរបស់កម្រាលប្រេកុងត្រាំង (Flexural Strength of Prestressed Plates)

៩.៥.១. ម៉ូម៉ង់គណនា M_u (Design Moments M_u)

គេកំណត់ design moment សម្រាប់ bonded member ប្រេកុងត្រាំងស្ថាទិចមិនកំណត់ដោយបន្ទុករវាងម៉ូម៉ង់ M_u ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកមេគុណថេរក្នុងបន្ទុកមេគុណអថេរ ជាមួយនឹង secondary moment M_s ដែលកើតមាននៅក្នុងត្រាំងដោយសារ tendon ។ ម៉ូម៉ង់មេ (primary moment) M_1 និង secondary moment M_s ក៏មានរៀបរាប់នៅក្នុងវិធីបន្ទុកលំនឹងដែរ ។ ដូចនេះ សម្រាប់តម្លៃបន្ទុកធ្វើការ គេចាំបាច់ពិចារណាតែម៉ូម៉ង់ net load M_{net} នៅក្នុងការគណនាម៉ូម៉ង់បង្កប់ចុងមេគុណ ខណៈដែលគេត្រូវគិត W_{bal} សម្រាប់ការវិភាគរេស៊ីស្តង់បង្គោល ។

ម៉ូម៉ង់បង្កប់ចុង M_u សម្រាប់ការបែងចែកម៉ូម៉ង់

ប្រសិនបើ $M_1 = P_e e = Fe$ ជា primary moment, M_{net} ជាម៉ូម៉ង់លំនឹងដែលបណ្តាលមកពី W_{bal} , $M_s = M_{bal} - M_1$ ជា secondary moment, ហើយ $\overline{M}_u$ ជាម៉ូម៉ង់បង្កប់ចុងមេគុណដែលបណ្តាលពីបន្ទុកមេគុណ W_u នោះយ៉ាងហោចណាស់ក៏ design ultimate moment

$$M_u = \overline{M}_u - M_s \quad (9.17)$$

ហើយរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចកើតមានគឺ

$$M_n = \frac{M_u}{\phi} \quad (9.18)$$

គេអនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញជា elastic ដែលបណ្តាលពីភាពជាប់ទៅលើរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចកើតមាន M_n នៅត្រង់ទម្រទៅកាន់រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ M_n នៅកណ្តាលល្វែង ។

នៅពេលដែលគេដាក់ bonded reinforcement នៅត្រង់ទម្រ ហើយដែកមិនរងប្រេកុងត្រាំងអប្បបរមា ត្រូវបានដាក់ដោយអនុលោមតាមសមីការ 9.19 និង 9.20 នោះម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានដែលគណនាដោយទ្រឹស្តីអេឡាស្ទិចសម្រាប់ការដាក់បន្ទុកសន្មត់អាចនឹងកើនឡើង ឬថយចុះដោយភាគរយដែលមិនធំជាងភាគរយដែលឱ្យដោយមេគុណបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ inelastic ដែលរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូក ៤ និងជំពូក ៦ ។

គេគួរប្រើម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានកែប្រែ (modified negative moment) សម្រាប់គណនាម៉ូម៉ង់វិជ្ជមាននៅត្រង់មុខកាត់នៅក្នុងល្វែង សម្រាប់ការដាក់បន្ទុកដូចគ្នា ។ គេអាចធ្វើការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ inelastic សម្រាប់ម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានតែនៅពេលណាដែលម៉ូម៉ង់នៅត្រង់មុខកាត់នោះត្រូវបានកាត់បន្ថយ ហើយវាត្រូវបានគេសិក្សាគណនាដោយមិនឱ្យ ω_p ឬ $\omega_p + (d/d_p)(\omega/\omega')$ ធំជាង $0.24\beta_1$ ទេ ហើយម្យ៉ាងវិញទៀតមេគុណបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញមិនត្រូវធំជាង $1000\varepsilon_t$ ទេ ។

ឧទាហរណ៍ ៩.២ បង្ហាញយ៉ាងលំអិតពីវិធីសាស្ត្រវិភាគគ្រោងសមមូលទាំងសម្រាប់លក្ខខណ្ឌ service load និង ultimate load និងការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ inelastic ដែលបណ្តាលពីភាពជាប់ដែលត្រូវបានប្រើនៅក្នុងការវិភាគស៊ីស្តង់។

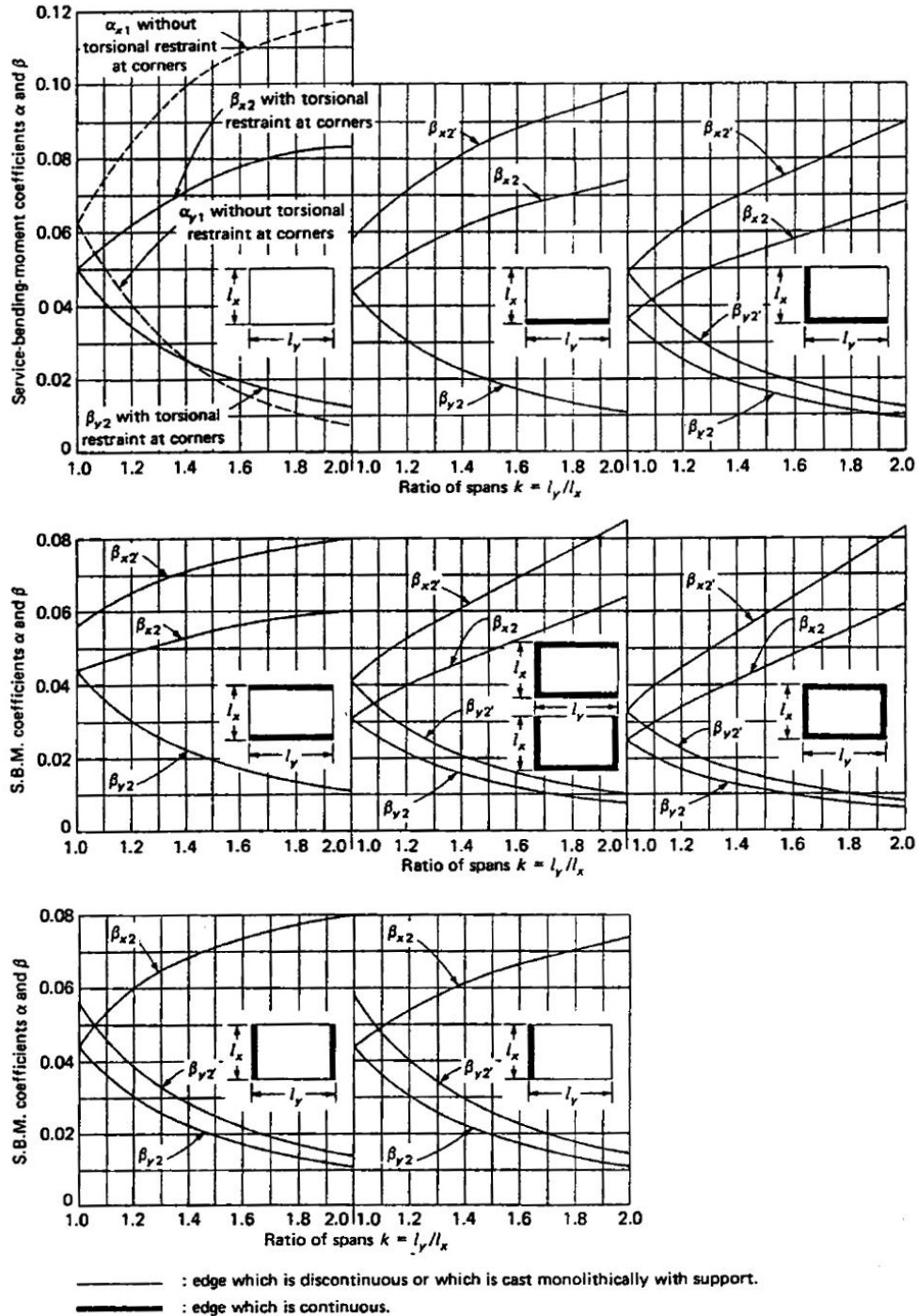


Figure 9.10 Service-load moment coefficients in two-way action slabs and plates (Ref. 9.13).

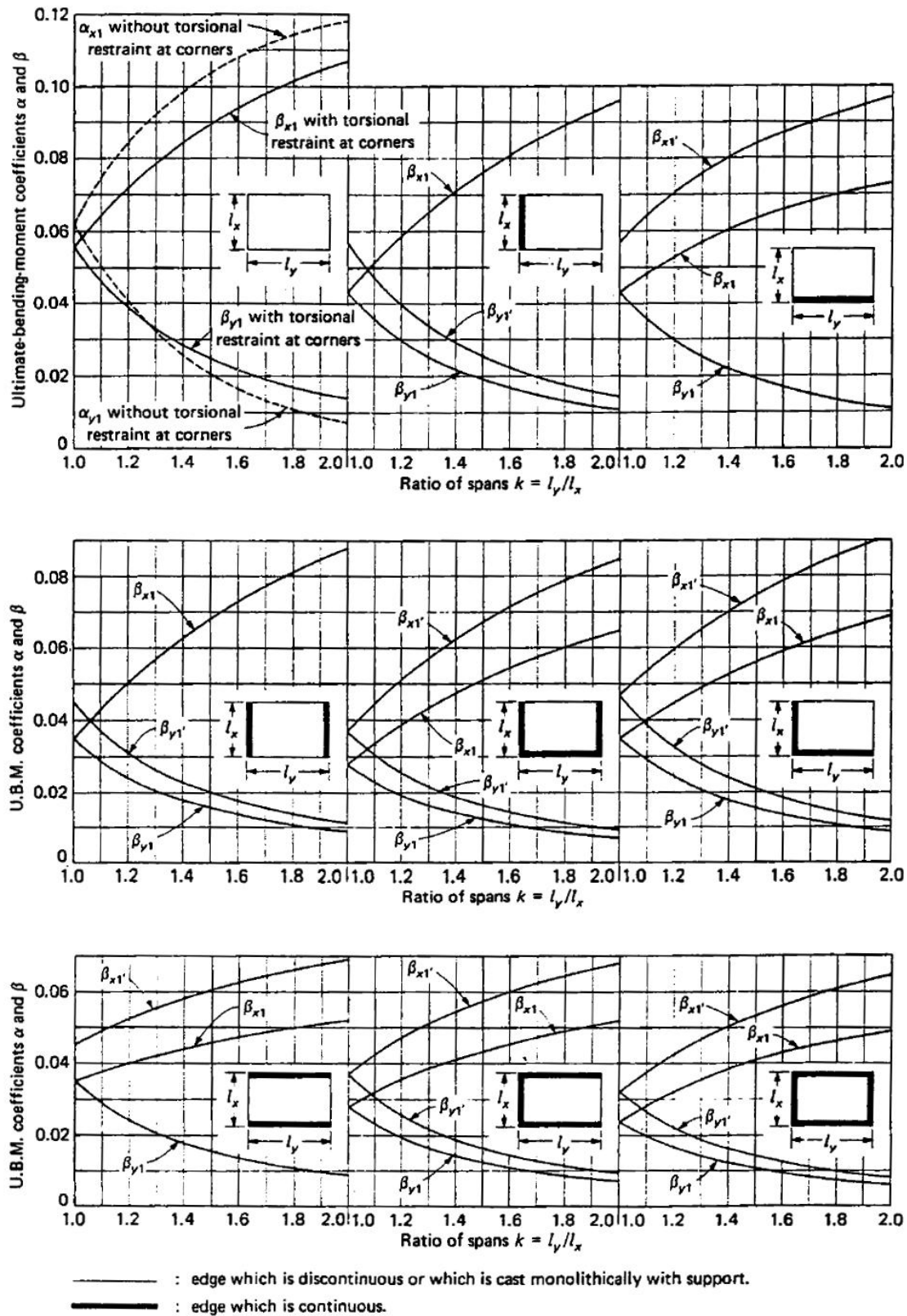


Figure 9.11 Ultimate-load moment coefficients in two-way action slabs and plates (Ref. 9.13).

៩.៦. Banding of Prestressing Tendons and Limiting Concrete Stresses

៩.៦.១. ការពង្រាយដែកប្រេកុងត្រាំង (Distribution of Prestressing Tendons)

គេសន្មតថាកម្រាល plate នីមួយៗមានទម្រង់ជាប់តាមបណ្តោយទទឹងអ័ក្សសសរ ។ ការសន្មតត្រូវបានធ្វើឡើង ដូចការរៀបរាប់ពីលើកមុខថាកម្រាលខណ្ឌធ្វើការដូចកម្រាលផ្ទៃមុខកែងគ្នាដែលទទឹងរបស់វាស្មើនឹងទទឹងរបស់កម្រាល ដែលត្រូវបានទ្រទ្រង់តាមបណ្តោយអ័ក្សសសរ ។ ដូចនេះ គេគិតថាបន្ទុក 100% ដែលត្រូវធ្វើឱ្យមានលំនឹងត្រូវបានទ្រទ្រង់ដោយកម្រាលផ្ទៃក្នុងទិសដៅពីរកែងគ្នា ។

គេក៏ដឹងថាការបែងចែកម៉ូម៉ង់មិនមានលក្ខណៈស្មើតាមទទឹងរបស់កម្រាល ប៉ុន្តែវាច្រើនតែប្រមូលផ្តុំនៅលើចំរៀកលើសសរ ។ ជាវិបាក គេមិនមានហេតុផលក្នុងការប្រមូលផ្តុំភាគរយយ៉ាងច្រើននៃ tendon នៅក្នុងចំរៀកលើសសរទេ ដូចការកំណត់នៅក្នុងរូបទី ៩.៤ ហើយគេត្រូវពង្រាយ tendon ដែលនៅសល់នៅក្នុងចំរៀកកណ្តាលល្វែង ។ សម្រាប់ល្វែងជាប់ ម៉ូម៉ង់ពី 65 ទៅ 75% ក្នុងទិសនីមួយៗត្រូវបានទ្រទ្រង់ដោយចំរៀកសសរ ខណៈដែលគេត្រូវរក្សាក្រឡាផ្ទៃសរុប និងចំនួនរបស់ tendon ដែលទាមទារដោយម៉ូម៉ង់អនុវត្តសរុប ។

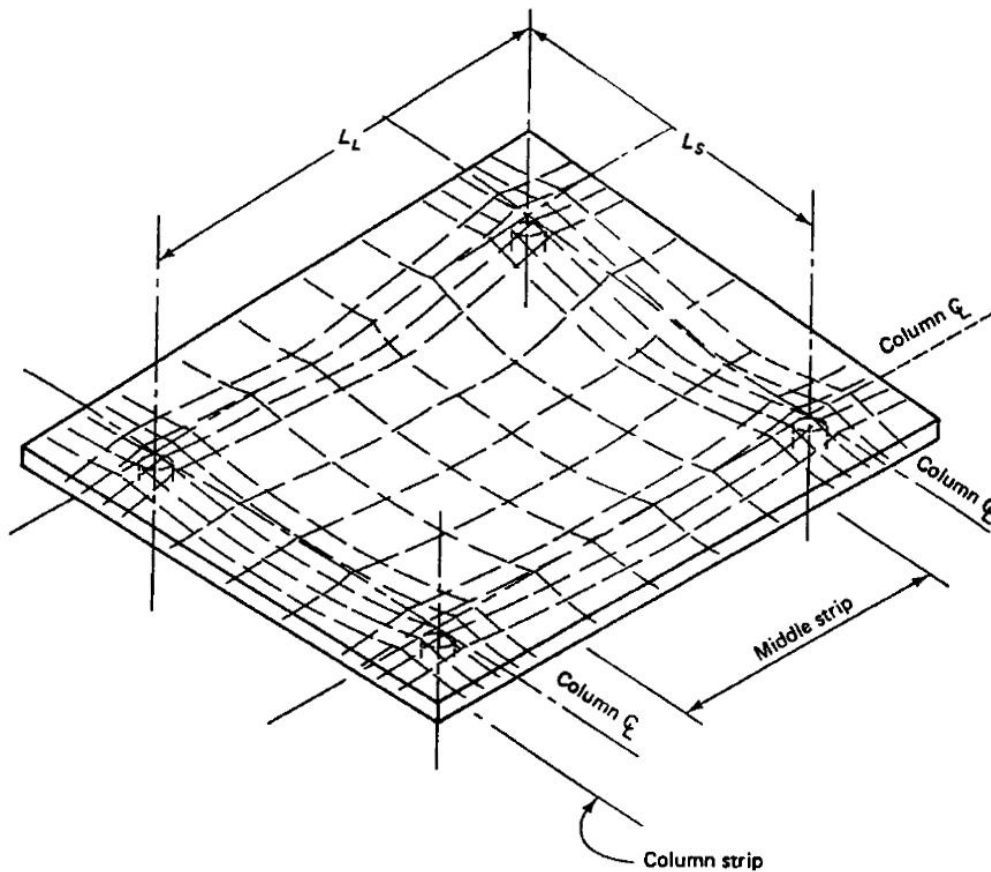


Figure 9.12 Bending of prestressing tendons in two-way-action panels.

ទទឹងរបស់កន្លះចំរៀកលើសសរស្មើនឹងមួយភាគបួននៃទំហំដែលតូចជាងគេរបស់កម្រាលខណ្ឌ ។ ចំរៀកកណ្តាលល្វែងជា slab band ដែលនៅអមដោយចំរៀកលើសសរពីរ ។ ដូចនេះ ការបែងចែក ឬ banding របស់ដែកប្រកុងត្រាំងត្រូវធ្វើឡើងទៅតាមភាគរយនៃការបែងចែកម៉ូម៉ង់រវាងចំរៀកលើសសរ និងចំរៀកកណ្តាលល្វែង ។ ជាវិបាក ប្រសិនបើ 70% នៃដែកប្រកុងត្រាំងត្រូវបានប្រមូលផ្តុំនៅក្នុងចំរៀកលើសសរ នោះគេរំពឹងថា ចំរៀកលើសសរនឹងទទួលបាន 70% នៃម៉ូម៉ង់សរុប ហើយចំរៀកកណ្តាលល្វែងទទួលបាន 30% នៃម៉ូម៉ង់សរុបដែលនៅសល់ ។

រូបទី ៩.១២ បង្ហាញពីការបែងចែកដែកប្រកុងត្រាំងនៅក្នុងទិសពីរកែងគ្នា ។ តាមគោលការណ៍ណែនាំទូទៅ ដែកប្រកុងត្រាំងក្នុងចំរៀកលើសសរត្រូវមានគំលាតស្មើនឹង 3 ទៅ 4 ដងនៃកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ ហើយគំលាតអតិបរមារបស់កាបប្រកុងត្រាំងនៅក្នុងចំរៀកកណ្តាលល្វែងមិនត្រូវធំជាង 6 ដងនៃកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌទេ ។ ក្នុង ត្រាំងសង្កត់មធ្យមនៅក្នុងបេតុងក្នុងទិសនីមួយៗគួរមានតម្លៃយ៉ាងតិចបំផុតស្មើនឹង $125 \text{ psi} (0.90 \text{ MPa})$ ។

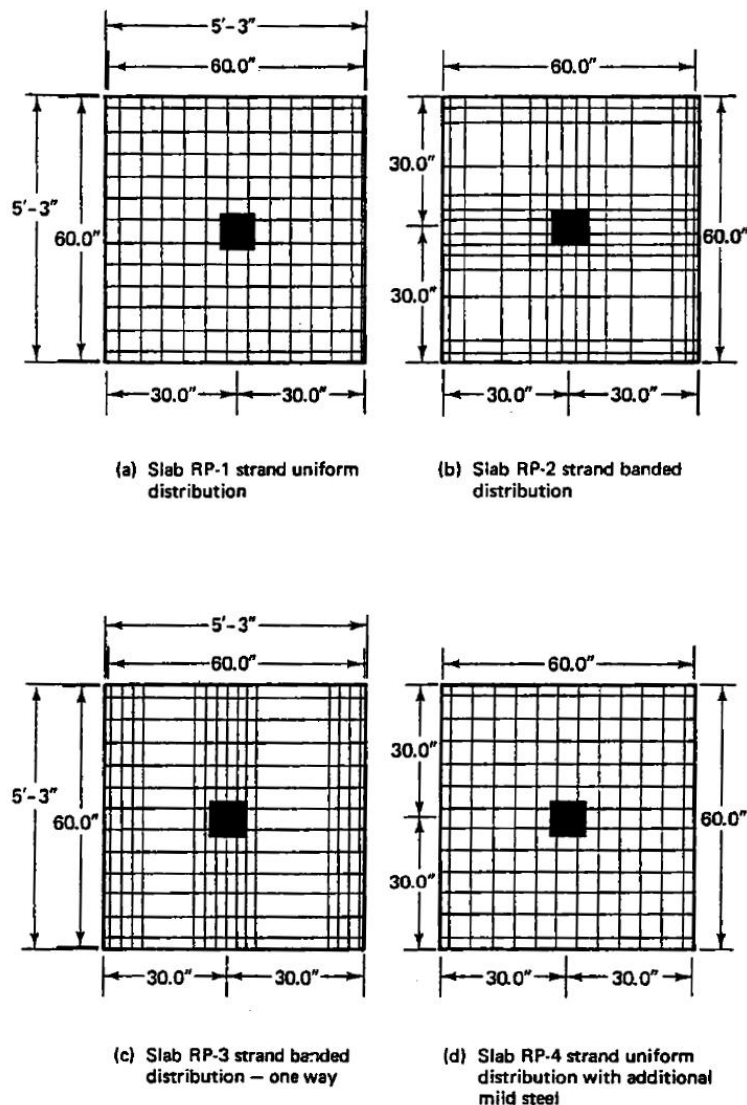


Figure 9.13 Various alternatives of tendon distribution (Ref. 9.4).

ការអង្កេតបានផ្ទៀងផ្ទាត់តាមរយៈការពិសោធន៍ plate ប្រេកុងត្រាំងបួនដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.១៣ បង្ហាញថាការប្រែប្រួលនៃការពង្រាយ tendon ប្រេកុងត្រាំងដែលមានបរិមាណដូចគ្នាមិនមានឥទ្ធិពលទៅលើភាពជាប់ទេ ។ Banding របស់កាបប្រេកុងត្រាំងដូចបង្ហាញនៅក្នុងផ្នែក (b) នៃរូប ដែលមានដែកប្រេកុងត្រាំង 65% ទៅ 75% នៅក្នុងចំរៀងសេស ហាក់មានប្រសិទ្ធភាពជាងគេ ជាពិសេសបង្កើនលទ្ធភាពផ្ទេរ shear-moment នៅត្រង់មុខកាត់ទម្រង់សរសៃរបស់កម្រាលខណ្ឌពីរទិស ។

៩.៦.២. កុងត្រាំងទាញកំណត់របស់បេតុងក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកសេវាកម្ម

Limiting Concrete Tensile Stresses at Service Load

៩.៦.២.១. ការពត់បង្កោង (Flexure)

ACI 318 Code កំណត់កុងត្រាំងទាញក្នុងបេតុងសម្រាប់អង្កត់ប្រេកុងត្រាំងដើម្បីគ្រប់គ្រងការកើតមានស្នាមដោយការពត់បង្កោង (flexural crack) ។ ខាងក្រោមជាតម្លៃកុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងអង្កត់ប្រេកុងត្រាំងសម្រាប់តំបន់ម្យ៉ាងផ្សេងៗ៖

1. ក្រឡាផ្ទៃម្យ៉ាងអវិជ្ជមានជាមួយនឹងការបន្ថែមដែកមិនរងប្រេកុងត្រាំង $6\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.5\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$
2. ក្រឡាផ្ទៃម្យ៉ាងអវិជ្ជមានដែលគ្មានការបន្ថែមដែកមិនរងប្រេកុងត្រាំង 0
3. ក្រឡាផ្ទៃម្យ៉ាងវិជ្ជមានជាមួយនឹងការបន្ថែមដែកមិនរងប្រេកុងត្រាំង $2\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.166\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$
4. ក្រឡាផ្ទៃម្យ៉ាងវិជ្ជមានដែលគ្មានការបន្ថែមដែកមិនរងប្រេកុងត្រាំង 0
5. កុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុង (ក្រោមលក្ខខណ្ឌជាក់លែក, $0.60 f'_c$) $f_c = 0.45 f'_c$

៩.៦.២.២. ដែកពង្រឹង (Reinforcement)

ក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមារបស់ bonded reinforcement ដោយលើកលែងអ្វីដែលទាមទារដោយសមីការ 9.20 ខាងក្រោម គឺ

$$A_s = 0.004A \quad (9.19a)$$

ដែល A ជាក្រឡាផ្ទៃរបស់ផ្នែកនៃមុខកាត់ចន្លោះផ្ទៃរងការទាញដោយការពត់បង្កោងជាមួយនឹងទីប្រជុំទម្ងន់របស់ gross section ។ សម្រាប់ក្រឡាផ្ទៃម្យ៉ាងវិជ្ជមានដែលកុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកធ្វើការធំជាង $2\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.166\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ នោះគេគណនាក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមារបស់ bonded reinforcement ពី

$$A_s = \frac{N_c}{0.5 f_y} \quad (9.19b)$$

ដែល N_c ជាកុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងដែលបណ្តាលពីផលបូកបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរគ្មានមេគុណ ហើយ $f_y = 60,000 \text{ psi} (414 \text{ MPa})$ ។ សម្រាប់ក្រឡាផ្ទៃម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមាននៅត្រង់សសរទម្រ ក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមារបស់ bonded reinforcement នៅក្នុងទិសនីមួយៗត្រូវបានកំណត់ពី

$$A_s = 0.00075hL \quad (9.20)$$

ដែល L = ប្រវែងល្វែងនៅក្នុងទិសស្របទៅនឹងដៃកាតព្រីងដែលត្រូវបានកំណត់

h = កម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ

គេត្រូវពង្រាយដៃកាតព្រីងដែលទទួលបានពីសមីការ 9.20 ក្នុង slab band width ចន្លោះខ្សែដែលមានប្រវែង $1.5h$ ពីខាងក្រៅផ្ទៃឈមរបស់សសរ។ យ៉ាងហោចណាស់គេត្រូវដាក់ bar ឬ wire 4 ក្នុងទិសទាំងពីរ។

ប្រវែងអប្បបរមារបស់ bonded reinforcement នៅក្នុងក្រឡាផ្ទៃវិជ្ជមានគួរស្មើនឹងមួយភាគបីនៃ clear span ហើយវាត្រូវបានដាក់នៅត្រង់កណ្តាលក្រឡាផ្ទៃម៉ូម៉ង់វិជ្ជមាន។ ប្រវែងអវិជ្ជមានរបស់ bonded reinforcement នៅក្នុងក្រឡាផ្ទៃអវិជ្ជមានគួរត្រូវបានដាក់បង្អួត $1/6$ នៃ clear span នៅលើជ្រុងនីមួយៗរបស់ទម្រ ហើយគេដាក់វានៅសរសៃខាងលើ។ ក្នុងត្រង់ f_{ps} នៅក្នុងដៃកប្រែក្នុងត្រង់ក្រោម nominal strength ដែលទាមទារដោយ ACI 318 Code ត្រូវបានផ្តល់ឱ្យដូចខាងក្រោម

សម្រាប់ Bonded Tendon

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left[\rho_p \frac{f_{pu}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] \right) \quad (9.21)$$

ដែល $\omega' = \rho' = f_y / f'_c$

និង $\gamma_p = 0.40$ សម្រាប់ $f_{py} / f_{pu} \geq 0.85$
 $= 0.28$ សម្រាប់ $f_{py} / f_{pu} \geq 0.90$

ប្រសិនបើគេគិតដៃករងការសង្កត់ នោះតួ $[\rho_p f_{pu} / f'_c + (d/d_p)(\omega - \omega')]$ នៅក្នុងសមីការ 9.21 ត្រូវបានគេយកមិនឱ្យតូចជាង 0.17, ហើយ d' មិនត្រូវធំជាង $0.15d_p$ ។

សម្រាប់ Unbonded Tendon ដែលមានផលធៀបល្វែងលើកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ ≤ 35

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{100\rho_p} \quad (9.22)$$

ដែល $f_{ps} \leq f_{py} \leq f_{pe} + 60,000$

សម្រាប់ Unbonded Tendon ដែលមានផលធៀបល្វែងលើកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ > 35

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \quad (9.23)$$

ដែល $f_{ps} \leq f_{py} \leq f_{pe} + 30,000$

៩.៦.២.៣. កម្លាំងកាត់ (Shear)

មុខកាត់ទម្រង់សរនៅក្នុង flat plate: nominal shear strength ដែលផ្តល់ដោយបេតុងនៅត្រង់ទីប្រសព្វរបស់សសរនៃកម្រាលបេតុងប្រកុងត្រាំងត្រូវបានឱ្យដោយ

$$V_c = (\beta_p \sqrt{f'_c} + 0.3 \bar{f}_c) b_o d + V_p \quad (9.24a)$$

ឬ nominal unit shearing strength គឺ

$$v_c = \beta_p \sqrt{f'_c} + 0.3 \bar{f}_c + \frac{V_p}{b_o d} \quad (9.24b)$$

ដែល b_o = បរិមាត្ររបស់មុខកាត់រងកម្លាំងកាត់គ្រោះថ្នាក់នៅចម្ងាយ $d/2$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រ

f_c = តម្លៃមធ្យមរបស់កុងត្រាំងរងការសង្កត់ប្រសិទ្ធភាពនៅក្នុងបេតុងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅសម្រាប់ទិសពីរកែងគ្នាដែលគណនានៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់ក្រោយកំហាត់បង់ប្រកុងត្រាំង (នៅក្នុង ACI Code គេប្រើ f_{pc})

V_p = បង្គុំបញ្ជ្រ័យនៃកម្លាំងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពទាំងអស់ដែលកាត់តាមមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់

β_p = តម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម 3.5 និង $(\alpha_s d / b_o + 1.5)$ ដែល α_s ស្មើនឹង 40

សម្រាប់សសរខាងក្នុង និង 30 សម្រាប់សសរខាង និង 20 សម្រាប់សសរកាច់ជ្រុង ។

នៅក្នុងកម្រាលខណ្ឌដែលមានការពង្រាយកាបប្រកុងត្រាំង គេមិនគិតតួ V_p ទេ បើមិនដូច្នោះទេវាក្លាយជាចាំបាច់ក្នុងការប្រើរាងធរណីមាត្រកំណែងកាបប្រកុងត្រាំងបញ្ជ្រាសនៅក្នុងការគណនាដើម្បីប៉ាន់ប្រមាណកម្លាំងកាត់ដែលទ្រដោយ tendon ដែលកាត់តាមមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ ។ យោងតាម ACI 318 Code, គ្មានចំណែកណាមួយរបស់មុខកាត់សសរគួរនៅក្បែរចុងដែលមិនជាប់ធំជាងបួនដងកម្រាលកម្រាលខណ្ឌ, f'_c នៅក្នុងសមីការ 9.24 មិនគួរធំជាង 5,000 psi ហើយ f_c នៅក្នុងទិសនីមួយៗមិនត្រូវតូចជាង 125 psi ឬធំជាង 500 psi ទេ ។

ប្រសិនបើគេមិនអាចបំពេញលក្ខខណ្ឌទាំងនេះទេ គេគួរយកតម្លៃ V_c ជាតម្លៃដែលតូចជាងគេក្នុងចំណោមសមីការខាងក្រោម:

$$(i) \quad V_c = \left(2 + \frac{4}{\beta_c} \right) \sqrt{f'_c} b_o d \quad (9.25a)$$

$$(ii) \quad V_c = \left(\frac{\alpha_s d}{b_o} + 2 \right) \sqrt{f'_c} b_o d \quad (9.25b)$$

$$(iii) \quad V_c = 4 \sqrt{f'_c} b_o d \quad (6.25c)$$

ដែល β_c = ផលធៀបជ្រុងវែងលើជ្រុងខ្លីរបស់សសរ ឬក្រឡាផ្ទៃបន្ទុកប្រមូលផ្តុំ ។

សមីការ 9.25(a) និង (b) ជាលទ្ធផលរបស់ការពិសោធដែលបង្ហាញថា នៅពេលផលធៀប b_o/d កើនឡើង នោះ nominal shear strength V_c ដែលអាចកើតមានថយចុះ ដូចនេះនៅក្នុងស្ថានភាពបែបនេះ សមីការ 9.25(c) នឹងមិនលុបដោយសារវាក្លាយជាគ្មានសុវត្ថិភាព ។

ទម្រង់ជាប់ (Continuous Edge Support): សម្រាប់បន្ទុកពង្រាយ និងទម្រង់ជាប់ដូចជាផ្ទាំង និងជញ្ជាំង. ប្រសិន បើកម្លាំងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពមិនតូចជាង 40% នៃកុងត្រាំងទាញរបស់ដែកពង្រីក នោះកុងត្រាំងកាត់អនុញ្ញាត អតិបរមាគឺ

$$V_c = \left[0.60\sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d}{M_u} \right] b_w d_p \geq 2\sqrt{f'_c} b_w d$$

$$< 5\sqrt{f'_c} b_w d \quad (\text{ខ្នាត US}) \quad (9.26)$$

$$V_c = \left[\frac{\sqrt{f'_c}}{20} + 5 \frac{V_u d}{M_u} \right] b_w d_p \geq 0.166\sqrt{f'_c} b_w d$$

$$< 0.415\sqrt{f'_c} b_w d \quad (\text{ខ្នាត SI})$$

ដែល b_w ត្រូវបានយកជាទទឹងចំរុក ហើយ $V_u d / M_u$ នៅចម្ងាយ $d_p / 2$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រង់, $d_p \geq 0.80h$ ។

តម្លៃ

$\sqrt{f'_c}$ នៅក្នុងគ្រប់សមីការខាងលើទាំងអស់ត្រូវគុណនឹងមេគុណ $\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា,

$\lambda = 0.85$ សម្រាប់ sand-lightweight concrete និង $\lambda = 0.75$ សម្រាប់ all-lightweight concrete ។

មេគុណកម្លាំងកាត់ (Shear Force Coefficients): គេអាចកំណត់តម្លៃប្រហាក់ប្រហែលរបស់កម្លាំងកាត់អតិបរមានៅត្រង់ចុងរបស់កម្រាលខណ្ឌពីរទិសដែលទ្របន្ទុកពង្រាយស្មើ ហើយវាត្រូវបានទ្រទ្រង់បណ្តោយប្រវែងបរិមាត្ររបស់វាដូចខាងក្រោម:

$$V = \frac{1}{3} w L_S \quad (\text{ជ្រុងខ្លី}) \quad (9.27a)$$

$$V = k w L_S / (2k + 1) \quad (\text{ជ្រុងវែង}) \quad (9.27b)$$

ដែល k ជាផលធៀបល្វែងវែង L_L លើល្វែងខ្លី L_S ។ គេអាចប្រើតម្លៃដូចគ្នាសម្រាប់កម្រាលដែលត្រូវបានបង្កប់ឬ ជាប់តាមបណ្តោយជ្រុងទាំងបួន ។ សម្រាប់ករណីដទៃទៀត គេត្រូវកែតម្រូវការបែងចែកកម្លាំងកាត់ និងការបែងចែក កុងត្រាំងដែលបណ្តាលពីអ្វីដែលស្វ័យគ្រោះថ្នាក់ដោយឈរលើគោលការណ៍កម្លាំងកាត់នៅលើជ្រុងជាប់ធំជាងកម្លាំងកាត់នៅលើជ្រុងសាមញ្ញបន្តិចបន្តួច ។

ACI Code អនុញ្ញាតឱ្យបង្កើនកម្លាំងកាត់ 15% នៅត្រង់ទម្រង់ជាប់ខាងក្នុងទីមួយសម្រាប់ one-way action ។

៩.៧. Load-Balancing Design of a Single-Panel Two-way Floor Slab

ឧទាហរណ៍ ៩.១:

Two-way single-panel prestressed warehouse lift slab $20\text{ ft} \times 24\text{ ft}$ ($6.10\text{ m} \times 7.32\text{ m}$) មានបង្គន់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.១៤ ។ វាត្រូវបានទ្រទ្រង់លើជញ្ជាំងឥដ្ឋទាំងបួនជ្រុង ដោយមិនគិត rotational restraint នៅត្រង់ព្រំដែនទាំងនេះ ប៉ុន្តែកាត់ជ្រុងត្រូវបានទប់នឹងការរមួល (torsional restraint) ។ កម្រាលខណ្ឌត្រូវទ្រទ្រង់ superimposed service dead load 15 psf (0.72 kPa) បន្ថែមពីលើបន្ទុកផ្ទាល់របស់វា និងទ្រទ្រង់ service live load 75 psf (3.59 kPa) ។ គេមិនអនុញ្ញាតឱ្យមានភាពងាប់ក្រោមអំពើ full dead load ។

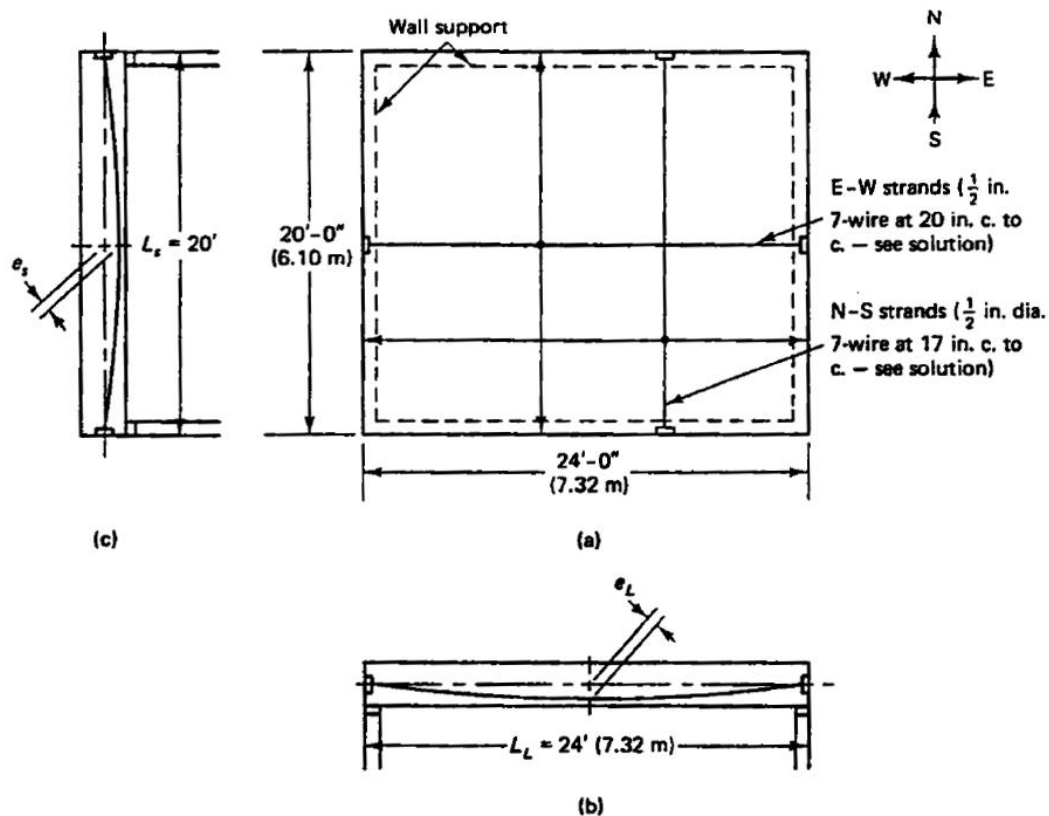


Figure 9.14 Two-way prestressed panel in Example 9.1. (a) Plan. (b) Section in longitudinal E-W direction. (c) Section in transverse N-S direction.

សិក្សាគណនាកម្រាលខណ្ឌជា post-tensioned nonbonded prestressed two-way floor ដោយប្រើការប្រកុងត្រាំង 7-wire 270-K អង្កត់ផ្ចិត $1/2\text{ in.}$ (12.7 mm) ។ គេឱ្យទិន្នន័យដូចខាងក្រោម:

$$f'_c = 5,000\text{ psi} (34.5\text{ MPa}) \quad \text{បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 3,750\text{ psi} (25.9\text{ MPa})$$

f_c អតិបរមាក្នុងទិស E-W ដែលបណ្តាលពី net prestress ក្រោយកំហុតបង់ = 200 psi

f_c អតិបរមាក្នុងទិស N-S ដែលបណ្តាលពី net prestress ក្រោយកំហុតបង់មិនត្រូវធំជាង

350 psi (ACI អនុញ្ញាតរហូតដល់ 500 psi)

f_c អតិបរមាដែលបណ្តាលពីកុងត្រាំងផ្គុំ (combined stress) = $0.45 f'_c$

$$E_c = 57,000 \sqrt{f'_c} = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi} (27.8 \cdot 10^6 \text{ MPa})$$

$f_{ps} \leq 0.70 f_{pu} = 189,000 \text{ psi} (1,303 \text{ MPa})$ ដូចការទាមទារដោយ ACI Code

$$f_{py} = 240,000 \text{ psi} (1,655 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 159,000 \text{ psi} (1,096 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 29 \cdot 10^6 \text{ psi} (200 \cdot 10^3 \text{ MPa})$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi} (414 \text{ MPa})$$

$$E_s = 29 \cdot 10^6 \text{ psi} (200 \cdot 10^3 \text{ MPa})$$

ដំណោះស្រាយ:

$$e_s = e_L = \frac{6}{2} - 1 = 2.0 \text{ in.} (51 \text{ mm})$$

ជ្រើសរើសកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌសាកល្បងដោយឈរលើផលធៀបល្វែងលើកម្រាស់ (span-to-depth ratio)

$$\cong 45$$

$$h = \frac{(20 + 24) \times 12}{2} \times \frac{1}{45} = 5.87 \text{ in.}$$

ដូចនេះ សាកល្បងកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ 6 in. (153 mm) ដោយសន្មត់អង្កត់ផ្ចិតបំពង់ (duct) $\cong 0.5 \text{ in.}$

ហើយកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព $d_p = 6.0 - (0.5 / 2 + \frac{3}{4}) = 5.0 \text{ in.} (127 \text{ mm})$ ។

បន្ទុកលំនឹង (Balancing Load)

$$W_D = 15 \text{ psf} + \frac{6}{12} \times 150 = 90 \text{ psf} (4.31 \text{ kPa})$$

ដោយសារ balancing load ត្រូវបានតម្រូវសម្រាប់ភាពងាប់ ឬ camber ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរស្មើសូន្យ នោះ

សន្មត់ $W_{bal} = W_D = 90 \text{ psf} (4.31 \text{ kPa})$ ។ ហើយដោយសារ f_c ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង = 200 psi

(សម្មតិកម្ម) សន្មត់វាជាកុងត្រាំងនៅក្នុងទិស E-W ។ បន្ទាប់មកកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពនៅក្នុងទិស E-W

គឺ $P_L = 200 \times 6 \times 12 = 14,400 \text{ lb}$ ក្នុងមួយចម្រើក និងពិសមីការ 9.13b យើងបាន

$$W_{bal(L)} = \frac{8 P_L e_L}{L_L^2} = \frac{8 \times 14,400 \times 2}{(24)^2 \times 12} \cong 33 \text{ psf} (1.58 \text{ kPa})$$

Uplift ដែលត្រូវផ្តល់ដោយ tendon នៅក្នុងទិសខ្លី (បន្ទុកទំនងត្រូវទ្រដោយល្វែងនៅលើទិសខ្លី) ក្លាយជា

$$W_{bal(S)} = W_D - W_{bal(L)} = 90 - 33 = 57 \text{ psf} (2.73 \text{ kPa}) \text{ ។ ពីសមីការ 9.13a}$$

$$P_S = \frac{W_{bal(S)} L_S^2}{8e_s} = \frac{57 \times (20)^2 \times 12}{8 \times 2} = 17,100 \text{ lb / ft} (249.7 \text{ kN / m}) \text{ បន្ទាប់ពីកំហាត់បង់}$$

ក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងក្រោយកំហាត់បង់នៅក្នុងកាបប្រកុងត្រាំងក្នុងទិស N-S គឺ

$$f_c = \frac{P_S}{bh} = \frac{17,100}{12 \times 6} = 238 \text{ psi} < 350 \text{ psi}$$

ដែលវាបំពេញលក្ខខណ្ឌ ។ ដូចនេះ ប្រើកាបប្រកុងត្រាំង 7-wire 270-K អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. ដែលមានកម្លាំងប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព $P_e = 159,000 \times 0.153 = 24,327 \text{ lb} (108.2 \text{ kN})$ ។

គំលាតតម្រូវការនៅក្នុងទិស N-S គឺ

$$s_S = \frac{24,327}{17,100} = 1.42 \text{ ft} = 17 \text{ in.} (432 \text{ mm})$$

គំលាតតម្រូវការនៅក្នុងទិស E-W គឺ

$$s_L = \frac{24,327}{14,400} = 1.69 \text{ ft} \approx 20 \text{ in.} (508 \text{ mm})$$

ចំណាំថា គំលាតទាំងពីរត្រូវគ្នានឹងគំលាតដែលបានណែនាំ (3 ទៅ 5 ដងនៃកម្រាស់កម្រាល) ។

ដើម្បីការពារការបែកបេតុងនៅត្រង់តំបន់ anchorage នៅមុំជញ្ជាំង បន្ថែមដែកធម្មតាមិនរងប្រកុងត្រាំង 2#4 (12.7mm ចំនួនពីរ) តាមបណ្តោយ anchorage line នៅលើបរិមាត្រកម្រាល ។

ក្នុងត្រាំងបន្ទុកសេវាកម្ម (Service-load Stresses)

បន្ទុកអថេរសេវាកម្ម

$$W_L = 75 \text{ psf} (3.59 \text{ kPa})$$

aspect ratio

$$k = \frac{L_L}{L_S} = \frac{24}{20} = 1.20$$

ពីរូបទី ៩.១០, មេគុណម៉ូម៉ង់សម្រាប់ម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងអតិបរមានៅក្នុងទិសខ្លី និងទិសវែងគឺ $\alpha_{N-S} = 0.062$

និង $\alpha_{E-W} = 0.035$ រៀងគ្នា ដោយសន្មតថាកាត់ជ្រុងរបស់កម្រាលខណ្ឌពីរទិសត្រូវបានទប់នឹងការរមួល

(torsionally restrained) ។

យើងសន្មតថាប្រវែងប្រសិទ្ធភាពតាមទិសខ្លី និងទិសវែង

$$L_S = 19.5 \text{ ft} \quad \text{និង} \quad L_L = 23.5 \text{ ft}$$

ម៉ូម៉ង់បន្ទុកអថេរ (Live-load Moment) គឺ

$$M_S = 0.062 \times 75 \times (19.5)^2 \times 12 = 21,218 \text{ in.} - \text{lb / ft}$$

និង $M_L = 0.035 \times 75 \times (23.5)^2 \times 12 = 17,396 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$

ម៉ូម៉ង់និចលភាពគឺ

$$I_s = \frac{12(6)^3}{12} = 216 \text{ in.}^3$$

ក្នុងត្រាំងបេតុងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ:

ក្នុងត្រាំងបេតុងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរនៅក្នុងទិសខ្លីគឺ

$$f = \frac{M_{Sc}}{I_s} = \frac{21,218 \times 3}{216} = 295 \text{ psi} (2.03 \text{ MPa})$$

ក្នុងត្រាំងបេតុងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរនៅក្នុងទិសវែងគឺ

$$f = \frac{M_{Lc}}{I_s} = \frac{17,396 \times 3}{216} = 242 \text{ psi} (1.67 \text{ MPa})$$

ក្នុងត្រាំងតាមអ័ក្សផ្សេង (combined axial stresses) ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកលំនឹង និងក្នុងត្រាំងពត់បង្គោលផ្សេង (combined flexural stresses) ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ (ពិសមីការ 9.15 និង 9.16) នៅក្នុងទិសខ្លី (N-S)

ក្លាយជា

$$f^t = -\frac{P_s}{bh} - \frac{M_{Sc}}{I_s} = -238 - 295 = -533 \text{ psi} (C) (3.68 \text{ MPa})$$

និង $f_b = -238 + 295 = +57 \text{ psi} (T)$ (ដោយវាមានតម្លៃតូច គេអាចចោលបាន)

ហើយនៅក្នុងទិសវែង (E-W)

$$f^t = -200 - 242 = -442 \text{ psi} (C) (3.05 \text{ MPa})$$

និង $f_b = -200 + 242 = +42 \text{ psi} (T)$ (អាចចោលបាន)

ក្នុងត្រាំងសង្កត់អនុញ្ញាត ACI គឺ $f_c = 0.45 \times 5,000 = 2,250 \text{ psi}$ ដែលវាមានតម្លៃធំជាងក្នុងត្រាំងជាក់ស្តែង ដូចនេះ វាបំពេញលក្ខខណ្ឌ។ ជាមួយនឹងក្នុងត្រាំងតូចទាំងនេះ គេអាចកែសម្រួលកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌឱ្យស្មើជាង 6in. ក្នុងករណីដែលភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកអថេរអាចទទួលបាន។ ចំណាំថា កម្រាលខណ្ឌបង្កើតភាពងាប់ និង camber ក្រោមអំពើបន្ទុកអថេរសូន្យនៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះ បណ្តាលមកពីបន្ទុកលំនឹង។

ត្រួតពិនិត្យភាពងាប់ (Deflection Check) :

យើងត្រួតពិនិត្យភាពងាប់ដោយសារបន្ទុកអថេរតែប៉ុណ្ណោះ។ ពីគោលការណ៍មេកានិច យើងមាន

$$\Delta = \frac{5}{48} \frac{ML^2}{E_c I_s}$$

$$I_s = 216 \text{ in.}^4$$

$$E_c = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

$$\Delta_{E-W} = \frac{5}{48} \frac{17,396(24 \times 12)^2}{4.03 \cdot 10^6 \times 216} = 0.17in.$$

$$\Delta_{N-S} = \frac{5}{48} \frac{21,218(20 \times 12)^2}{4.03 \cdot 10^6 \times 216} = 0.15in.$$

$$\text{ភាពងាប់កណ្តាលល្វែងមធ្យម} \Delta = \frac{0.17 + 0.15}{2} = 0.16in. (4.1mm)$$

$$\text{ភាពងាប់ដែលអាចទទួលយកបាន} = \frac{L_S}{360} = \frac{20 \times 12}{360} = 0.67in. (17mm) >> 0.16in.$$

ដូចនេះ យើងអាចធ្វើការគណនាជុំវិញជាមួយនឹងកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ 5.5in.

ក្នុងករណីដែលស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal របស់កម្រាលមានលក្ខណៈគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីទ្រទ្រង់ក្នុងករណីនេះ

$h = 5.5in.$ មិនមានលក្ខណៈគ្រប់គ្រាន់សម្រាប់ស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal ដូចការបង្ហាញខាងក្រោម ។

ស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal

$$W_u = 1.2 \times 90 + 1.6 \times 75 = 228psf (11.0kPa)$$

$$\text{ដូចគ្នា} \quad \text{ល្វែងប្រសិទ្ធភាពតាមទិសខ្លី} \quad L_S = 19.5 ft$$

$$\text{ល្វែងប្រសិទ្ធភាពតាមទិសវែង} \quad L_L = 23.5 ft$$

ពីរូបទី ៩.១១ មេគុណម៉ូម៉ង់សម្រាប់ម៉ូម៉ង់មេគុណអតិបរមាគឺ

$$\alpha_{N-S} = 0.072$$

$$\text{និង} \quad \alpha_{E-W} = 0.038$$

នៅក្នុងទិស N-S យើងមាន

$$M_u = 0.072 \times 228(19.5)^2 \times 12 = 74,906in.-lb / ft$$

$$M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{74,906}{0.9} = 83,229in.-lb / ft$$

ចំណាំថា កម្លាំងប្រែក្លាយត្រង់នៅក្នុងគ្រឿងបង្គំនេះមិនបានបង្កើត secondary moment M_s ដោយសារវាមិន

មានភាពជាប់នៅត្រង់ព្រំដែនកម្រាលខណ្ឌ ។ យើងមាន $A_{ps} = 0.153in.^2$ នៅលើ 1.42 ft ពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស

(ដែលបានពិពណ៌នាមុន) និង $A_{ps} / f = 0.153 / 1.42 = 0.11in.^2 / ft$ ។ ដូចគ្នា កម្លាំងប្រែក្លាយត្រង់ប្រសិទ្ធភាព

$f_{pe} = 159,000psi$ ។ ដូចនេះ ក្នុងករណីដែល A_{ps} ដែលប្រើធំជាង $P_e / \text{initial } A_{ps}$ គេត្រូវកាត់បន្ថយ f_{pe}

យើងមាន

$$\rho_{N-S} = \frac{0.11}{12 \times 5} = 0.0018$$

$$\text{ផលធៀបល្វែងលើកម្រាស់កម្រាល} = \frac{20 \times 12}{6} = 40$$

ពីសមីការ 9.23b

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \leq f_{py} \leq f_{pe} + 30,000$$

$$f_{ps} = 159,000 + 10,000 + \frac{5,000}{300 + 0.0018} = 178,259 \text{ psi}$$

$$< f_{py} = 240,000 \text{ psi} < f_{pe} + 30,000 = 189,000 \text{ psi}$$

$$< f_{ps} \text{ លីមីត } = 189,000 \text{ psi O.K.}$$

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{0.11 \times 178,259}{0.85 \times 5,000 \times 12} = 0.38 \text{ in.}$$

$$\begin{aligned} \text{ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលអាចមាន } M_n &= A_{ps} f_{ps} \left(d - \frac{a}{2} \right) = 0.11 \times 178,259 \left(5 - \frac{0.38}{2} \right) \\ &= 94,316 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} > M_n \text{ តម្រូវការ } = 83,229 \text{ in.} - \text{lb O.K.} \end{aligned}$$

នៅក្នុងទិស E-W យើងមាន

$$M_u = 0.038 \times 228(23.5)^2 \times 12 = 57,417 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$$

$$M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{57,417}{0.9} = 63,797 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$$

$$A_{ps} = 0.153 \text{ in.}^2 \text{ ក្នុង } 1.69 \text{ ft. ដែលគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស (ពីលើកម្មន)}$$

$$A_{ps} / \text{ft} = \frac{0.153}{1.69} = 0.09 \text{ in.}^2 / \text{ft}$$

$$\rho_{E-W} = \frac{0.09}{12 \times 5} = 0.0015$$

$$f_{ps} = 159,000 + 10,000 + \frac{5,000}{300 \times 0.0015} = 180,111 \text{ psi O.K.}$$

$$a = \frac{0.09 \times 180,111}{0.85 \times 5,000 \times 12} = 0.32 \text{ in.}$$

$$\begin{aligned} \text{ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលអាចមាន} &= 0.09 \times 180,111 \left(5 - \frac{0.32}{2} \right) \\ &= 78,456 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} > M_n \text{ តម្រូវការ } = 63,797 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft O.K.} \end{aligned}$$

$$(29.1 \text{ kN.m} / \text{m} > 23.6 \text{ kN.m} / \text{m})$$

របៀបស្តង់ដារកម្លាំងកាត់

ពីលើកម្មន, aspect ratio $k = 1.2$ និងពិសមីការ 9.27

$$V_u = \frac{1}{3} w_u L_S = \frac{1}{3} \times 228 \times 19.5 = 1482 \text{ lb} / \text{ft (N-S)}$$

$$V_u = \frac{k w_u L_S}{2k + 1} \quad (\text{E-W})$$

$$= 1.2 \times 228 \times \frac{19.5}{2 \times 1.2 + 1} = 1,569 \text{ lb} / \text{ft} (22.9 \text{ kN} / \text{m})$$

ពិសមីការ 9.26

$$2\sqrt{f'_c} b_w d_p \leq V_c = \left(0.6\sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d_p \leq 5\sqrt{f'_c} b_w d_p$$

គេមាន $700(V_u d)/M_u = 0$ នៅត្រង់ព្រំដែននៃ single-panel wall-support slab នៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះ ។
នៅក្នុងករណីបែបនេះ

$$V_c = 0.6\sqrt{5,000} \times 12 \times 5 = 2,546 \text{ lb / ft } (37.2 \text{ kN / m}) \gg 1,569 \text{ lb / ft}$$

ដែលវាបំពេញលក្ខខណ្ឌ ។ ដូចនេះ ទទួលយកការសិក្សាគណនានេះ

$$h = 6 \text{ in. } (152 \text{ mm})$$

$$d_p = 5 \text{ in. } (127 \text{ mm})$$

ប្រើកាបប្រេកុងត្រាំង 7-wire 270-K អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. ដែលមានគំលាត 17 in. (432 mm) គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស
ក្នុងទិស N-S និង 20 in. (508 mm) អ័ក្សទៅអ័ក្ស ក្នុងទិស E-W ។ ដូចគ្នា ប្រើដែក 2#4 (អង្កត់ផ្ចិត 12.7 mm)
តាមបណ្តោយ anchorage zone ដែលព័ទ្ធជុំវិញបរិមាត្រកម្រាលទាំងអស់ ។

៩.៨. ប្រព័ន្ធកម្រាលមួយទិស (One-Way Slab Systems)

កម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រេកុងត្រាំងមួយទិសធ្វើការស្រដៀងគ្នាទៅនឹងផ្ទៃដោយមិនគិតថាវាជាកម្រាលទម្រ
សាមញ្ញ ឬកម្រាលទម្រជាប់គ្នាច្រើនទេ ។ ដូចនេះ គេសិក្សាគណនាកម្រាលមួយទិសជាផ្ទៃដែលមានទទឹង 12 in. ។
គេ ដាក់កាបប្រេកុងត្រាំងមេនៅក្នុងទិសនៃបណ្តោយរបស់កម្រាល ដែលតាមសន្លឹងតាមល្វែងជាប់ ។ ផលធៀប
ល្វែងលើទទឹងរបស់ slab band ត្រូវមាន តម្លៃធំជាង 2 ដើម្បីឱ្យគេគិតកម្រាលខណ្ឌជាកម្រាលខណ្ឌមួយទិស ។

យើងអាចប្រើដំណើរការសិក្សាគណនា និងការសិក្សាវិភាគ និងប្រើឧទាហរណ៍នៅក្នុងជំពូកទី ៦ សម្រាប់
ការសិក្សាវិភាគ និងការសិក្សាគណនាប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌប្រេកុងត្រាំងមួយទិសជាប់ ។

៩.៩. ការផ្ទេរ Shear-Moment ទៅសសរដែលទ្រ Flat Plate

Shear-Moment Transfer to Column Supporting Flat Plates

៩.៩.១. រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ (Shear Strength)

កម្លាំងកាត់របស់ plate និងកម្រាលខណ្ឌពីរទិសគឺជា three-dimensional stress problem ។ ប្លង់ដែល
បាក់ដោយកម្លាំងកាត់គ្រោះថ្នាក់ប្រព្រឹត្តតាមបរិមាត្ររបស់ក្រឡាផ្ទៃបន្ទុក និងមានទីតាំងនៅត្រង់ចម្ងាយដែល
ផ្តល់ឱ្យដោយបរិមាត្រកម្លាំងកាត់អប្បបរមា b_o ។ ដោយផ្អែកលើការផ្ទៀងផ្ទាត់តាមការពិសោធន៍ និងការវិភាគ
ជាច្រើន ប្លង់កម្លាំងកាត់មិនគួរនៅក្បែរចម្ងាយ $d/2$ ពីក្រឡាផ្ទៃប្រតិកម្ម ឬក្រឡាផ្ទៃបន្ទុកប្រមូលផ្តុំ ។

ប្រសិនបើគេមិនដាក់ដែកពង្រឹងកម្លាំងកាត់ពិសេស វេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal V_c ដូចការទាមទារដោយ ACI ត្រូវបានកំណត់នៅក្នុងសមីការ 9.24, 9.25 និង 9.26 ។ គេអាចប្រើសមីការ 9.27 សម្រាប់កំណត់តម្លៃ ប្រហាក់ប្រហែលរបស់មេគុណសម្រាប់គណនាកម្លាំងកាត់មេគុណខាងក្រៅ V_u នៅក្នុងកម្រាលខណ្ឌជាប់ពីរទិសដែល បរិមាត្ររបស់មានទម្រង់ជុំវិញ ។

៩.៩.២. Shear-Moment Transfer

ម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹង (unbalanced moment) នៅត្រង់ផ្នែកសរដែលជាទម្រង់របស់កម្រាលមិនមានធ្វើជាករណី មួយនៃការសិក្សាគណនាដែលគ្រោះថ្នាក់ជាងគេនៅក្នុងការកំណត់សមាមាត្រមុខកាត់ flat plate ឬ flat slab ។ ដើម្បីធានាភាពគ្រប់គ្រាន់របស់វេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ គេទាមទារឱ្យមានផ្ទេរម៉ូម៉ង់ទៅសរដោយការពត់បង្គោលដែលកាត់តាមបរិមាត្ររបស់សរ និងដោយកុងត្រាំងកាត់ចាកផ្ចិត ដែលប្រហែល 60% ត្រូវបានផ្ទេរដោយការពត់បង្គោល និង 40% ត្រូវបានផ្ទេរដោយកម្លាំងកាត់ ។

ចំណែក γ_v នៃម៉ូម៉ង់ដែលផ្ទេរដោយចំណាកផ្ចិតនៃកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ថយចុះ នៅពេលដែលទទឹងរបស់ផ្ទៃនៃមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ដែលទប់ទល់ម៉ូម៉ង់កើនឡើង

$$\gamma_v = 1 - \frac{1}{1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{b_1}{b_2}}} \quad (9.28)$$

ដែល $b_2 = c_2 + d$ ជាទទឹងនៃផ្ទៃរបស់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ដែលទប់ទល់ម៉ូម៉ង់ ហើយ $b_1 = c_1 + d$ ជាទទឹងនៃផ្ទៃដែលកែងទៅនឹង b_2 ។

ចំណែកដែលនៅសល់ γ_f នៃម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹងដែលផ្ទេរដោយការពត់បង្គោល និងដែលអំពើលើទទឹងកម្រាលខណ្ឌប្រសិទ្ធភាពនោះខ្សែដែលស្មើនឹង 1.5 ដងនៃកម្រាស់កម្រាលសរុប h នៅលើជ្រុងទាំងពីររបស់សរ ។

$$\gamma_f = \frac{1}{1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{b_1}{b_2}}} = 1 - \gamma_v \quad (9.29)$$

សម្រាប់សរខាងក្រៅ $b_1 = c_1 + d/2$ ។ តម្លៃរបស់ γ_f អាចកើនឡើងរហូតដល់ 1.0 ប្រសិនបើ V_u តូចជាង $0.75\phi V_c$ ។ នៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្នុង គេអាចបង្កើន γ_f 25% ប្រសិនបើ $V_u \leq 0.4\phi V_c$ និង $\rho \leq 0.375\rho_b$ ។

ការបែងចែកកុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ជុំវិញគេមសសរត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.១៥ ។ វាប្រែប្រួលជាលក្ខណៈបន្ទាត់ជុំវិញទីប្រជុំមុនរបស់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ ។ កម្លាំងកាត់មេគុណ V_u និងម៉ូម៉ង់មេគុណគ្មានលំនឹង M_u ដែលត្រូវបានគេសន្មតថាមានអំពើនៅត្រង់ផ្នែកសរត្រូវបានផ្ទេរទៅកាត់អ័ក្សទីប្រជុំមុន $c-c$ របស់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ ។ ដូចនេះ អ័ក្សត្រូវបានកំណត់ទីតាំងដោយទទួលបានពីដេប្លាស់កម្លាំងកាត់ g (ចម្ងាយពីផ្នែកសរ

ទៅបង្កើនអ័ក្សទីប្រជុំទម្ងន់) នៃមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ $c - c$ សម្រាប់ការផ្ទេរ shear-moment ។

សម្រាប់ការកំណត់ក្នុងត្រង់កម្លាំងកាត់អតិបរមាដែលត្រូវទ្រទ្រង់ដោយ plate នៅក្នុងតំបន់ជ្រុងសសរ, ACI Code ទាមទារការប្រើប្រាស់ full nominal moment strength M_n ត្រូវបានផ្តល់ឱ្យដោយចំរៀងសសរនៅក្នុងសមីការ 9.30 ដើម្បីធ្វើតាមដូចជាម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹងដែលត្រូវបានគុណដោយមេគុណចំណែកផ្ទេរ (transfer fraction factor) γ_v ។ ម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹង $M_n \geq M_{ue} / \phi$ ត្រូវបានផ្តុំឡើងដោយពីរផ្នែក៖ ម៉ូម៉ង់ចុងកម្រាលអវិជ្ជមាន (negative end panel moment) $M_{ne} = M_e / \phi$ នៅត្រង់ផ្ទៃរបស់សសរ និងម៉ូម៉ង់ $(V_u / \phi)g$ ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់បរិមាត្រមេគុណចាកផ្ចិត (eccentric factored perimeteric shear factor) V_u ។ តម្លៃកំណត់របស់ក្នុងត្រង់កាត់ត្រូវបានកំណត់ដោយសមីការខាងក្រោម៖

$$\frac{V_{u(AB)}}{\phi} = \frac{V_u}{\phi A_c} + \frac{\gamma_v M_{ue} C_{AB}}{\phi J_c} \quad (9.30a)$$

$$\frac{V_{u(CD)}}{\phi} = \frac{V_u}{\phi A_c} - \frac{\gamma_v M_{ue} C_{CD}}{\phi J_c} \quad (9.30b)$$

ដែល V_n កម្លាំងកាត់ nominal គឺ

$$V_n = \frac{V_u}{\phi} \quad (9.30c)$$

ដែល A_c = ក្រឡាផ្ទៃរបស់បេតុងនៃមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សន្មត់

$= 2d(c_1 + c_2 + 2d)$ សម្រាប់សសរខាងក្នុង

J_c = លក្ខណៈនៃមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សន្មត់ដែលស្រដៀងគ្នានឹងម៉ូម៉ង់និចលភាពប៉ូលែរនៃមុខកាត់

តម្លៃ J_c សម្រាប់សសរខាងក្នុងគឺ

$$J_c = \frac{(c_1 + d/2)(d)^3}{6} + \frac{2(d)}{3}(c_{AB}^3 + c_{CD}^3) + (c_2 + d)dc_{AB}^2$$

ពីគោលការណ៍គោលនៃមេកានិចសំភារៈ រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់គឺ

$$V_u = \frac{V_u}{A_c} + \gamma_v \frac{Mc}{J}$$

ដែលតួទីពីរនៅអង្គខាងស្តាំជាក្នុងត្រង់កម្លាំងកាត់ដែលកើតពីម៉ូម៉ង់រមួលនៅត្រង់ផ្ទៃសសរ ។

ប្រសិនបើរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal M_n នៃតំបន់ផ្ទេរម៉ូម៉ង់-កម្លាំងកាត់ក្រោយពីការគណនានៃដែកពង្រឹងមានតម្លៃធំជាង M_{ue} / ϕ នោះគេគួរប្រើ M_n នៅក្នុងសមីការ 9.30a និង b ជំនួសឱ្យ M_{ue} / ϕ ។ នៅពេលដែលរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ $M_n = M_{ne} + (V_u / \phi)g$ មានការកើនឡើងដោយសារការប្រើដែករងការពត់បង្កោងច្រើនជាងតម្រូវការសម្រាប់ទប់ទល់នឹង M_{ue} / ϕ នោះភាពរឹងក្រាញរបស់កម្រាលមានការកើនឡើង ដូចនេះការកើនឡើងក្នុងត្រង់កម្លាំងកាត់ដែលផ្ទេរ V_u ដែលគណនាពីសមីការ 9.30a និង b សម្រាប់បង្កើត full moment

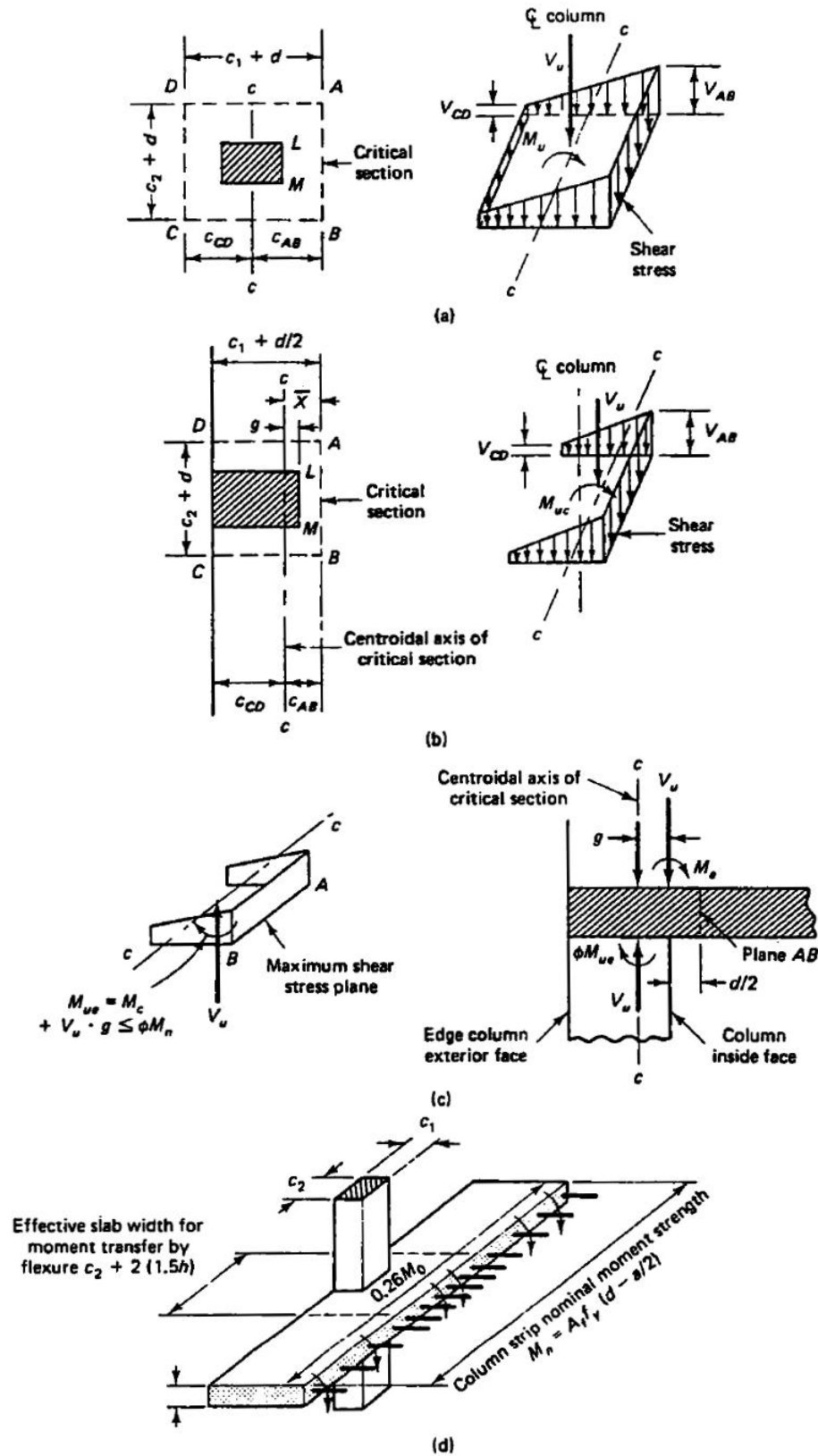


Figure 9.15 Shear stress distribution around column edge. (a) Interior column. (b) End column. (c) Critical surface. (d) Transfer nominal moment strength M_n .

transfer ។ ដូចនេះ គេណែនាំឱ្យរក្សា design moment M_{ue} ដែលមានតម្លៃក្បែរនឹងតម្លៃម៉ូម៉ង់មេគុណ M_{ue} ប្រសិន បើគេចង់ជៀសវាងការកើនឡើងក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែលបណ្តាលពីការផ្ទេរម៉ូម៉ង់បន្ថែម និងការពារការ កើនឡើងបន្ថែមទៀតនៃ កម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ ។

ឧទាហរណ៍ ៩.២ បង្ហាញពីវិធីសាស្ត្រសម្រាប់គណនាក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់បរិមាត្រកំណត់នៅក្នុង plate ត្រង់ តំបន់តែមួយសរ ។

ក្នុងករណីសរខាងក្នុង ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់បរិមាត្រ v_u អាចមានតម្លៃធំជាង ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែល គណនាដោយសមីការ 9.30a និង b នៅពេលដែលល្វែងដែលនៅក្បែរមិនមានទំហំស្មើគ្នា ឬមិនរងបន្ទុកស្មើគ្នា ។ សំ រាប់មុខកាត់កម្រាលខណ្ឌដែលជាប់ទាក់ទងនឹងម៉ូម៉ង់មេគុណនៅក្នុងសរ និងជញ្ជាំង, ACI Code កំណត់ថាអង្កត់ ដែលជាទម្រង់ដូចជាសរ ឬជញ្ជាំងត្រូវទប់ទល់នឹងម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹង

$$M' = 0.07 \left[(w_{nd} + 0.5w_{nl}) l_2 l_{n2} - w'_{nd} l'_2 (l'_n)^2 \right] \quad (9.31)$$

ដែល w'_{nd} , l'_2 និង l'_n សំដៅដល់ល្វែងខ្លី ។ ដូចនេះ គេត្រូវថែមតួបន្ថែមទៅក្នុងសមីការ 9.30a ឬ b

$$v_u = \frac{V_u}{A_c} + \frac{\gamma_v M_u c_{AB}}{J_c} + \frac{\gamma_v M' c}{J'_c} \quad (9.32)$$

ដែល J'_c ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពប្លង់ដែលមានក្រឡាផ្ទៃម៉ូម៉ង់ដែលត្រូវបានយកក្នុងទិសដៅកែងនឹងទិសដែលប្រើ សម្រាប់ J_c ។

៩.៩.៣. តម្រូវការភាពជាបសម្រាប់កម្រាស់អប្បបរមា: វិធីមិនផ្ទាល់

Deflection Requirements for Minimum Thickness: An Indirect Approach

សម្រាប់ការប៉ាន់ប្រមាណកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌពីរទិសដំបូង គេចាំបាច់ប្រើនូវគោលការណ៍ណែនាំសម្រាប់ តម្លៃប្រហាក់ប្រហែលដើម្បីជ្រើសរើសកម្រាស់សាកល្បងលឿន និងមានប្រសិទ្ធភាព ។ គេរំពឹងថាផលធៀបល្វែង លើកម្រាស់ កម្រាលខណ្ឌសម្រាប់កម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រក្រតីត្រាំងនឹងមានតម្លៃធំជាងផលធៀបល្វែងលើកម្រាស់ កម្រាលខណ្ឌសម្រាប់កម្រាលខណ្ឌបេតុងអារម៉េ ប្រសិនបើមិនមានការបាត់បង់គុណសម្បត្តិនៃអង្កត់ប្រក្រតីត្រាំង ។

គេនិយមប្រើ service live load ជាផលបូកសរុបនៃបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរដើម្បីកំណត់ភាពជាប ។ គេប្រើបន្ទុកលំនឹងដែលបានពីបង្គុំទទឹងរបស់កម្លាំងប្រក្រតីត្រាំងដើម្បីធ្វើឱ្យភាពជាបដែលកើតពី dead load លឿន ឬបង្កើតឱ្យមាន camber ប្រសិនបើបន្ទុកអថេរមានតម្លៃធំមែនទែន ។ គេប្រើគោលការណ៍ណែនាំសម្រាប់តម្លៃ ប្រហាក់ប្រហែលនៃផលធៀបល្វែងលើកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ 16 ទៅ 25 សម្រាប់ solid cantilever slabs និង 40 ទៅ 50 សម្រាប់កម្រាលខណ្ឌជាប់ពីរទិស ។ សម្រាប់ waffle slab គេណែនាំឱ្យប្រើតម្លៃ 35 ទៅ 40 ។ សម្រាប់ល្វែងទម្រសាមញ្ញ និងសម្រាប់ single-T និង double-T ប្រើ 90% នៃតម្លៃទាំងនេះសម្រាប់ការសាក

ល្បងលើកទីមួយ ។

ACI តម្រូវឱ្យផលធៀបល្បងលើភាពងាយស្រួលរបស់អប្បបរមាត្រូវបានកំណត់យ៉ាងតឹងរឹងដែលអាស្រ័យនឹងប្រភេទនៃការដាក់បន្ទុក និងលក្ខខណ្ឌនៃការប្រើប្រាស់ ។ ការកំណត់នេះមិនត្រូវបានប្រើសម្រាប់ការការពារស្នាមប្រេះនៃការងារបង្ហើយនៅលើពិដាន និងស្នាមប្រេះលើ partition និងការដក់ទឹកនៅលើដំបូល ។ តារាងទី ៩.១ ឱ្យនូវតម្លៃណែនាំនៃផលធៀបល្បងលើភាពងាយស្រួលសម្រាប់ការគ្រប់គ្រងភាពងាយស្រួល ។

ការកំណត់ភាពងាយស្រួល ឬ camber របស់ plate និងកម្រាលខណ្ឌពីរទិសបេតុងប្រេកុងត្រាំង និងបេតុងប្រេកុងត្រាំងដែលមានលក្ខណៈស្មុគ្រគ្នាជាងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងចំណុច 9.12 ។ វិធីនេះប្រើភាពរឹងក្រាញ់នៃអង្គត់ដែលប្រសព្វគ្នាដោយប្រើវិធីគ្រោងសមមូលក្នុងការសិក្សាភាគភាពងាយស្រួល ។ វិធីនេះមានលក្ខណៈងាយស្រួល និងសមហេតុផលដោយសារមេគុណភាពរឹងក្រាញ់របស់អង្គត់ផ្សេងៗត្រូវបានគណនារួចហើយនៅក្នុងការវិភាគការពត់បង្គោល (flexural analysis) នៃគ្រោងជាប់សមមូល ។

Table 9.1 Minimum Permissible Ratios of Span (l) to Deflection (a) (l = longer span)

Type of member	Deflection a to be considered	$(l/a)_{\min}$
Flat roofs not supporting and not attached to non-structural elements likely to be damaged by large deflections	Immediate deflection due to live load L	180 ^a
Floors not supporting and not attached to non-structural elements likely to be damaged by large deflections	Immediate deflection due to live load L	360
Roof or floor construction supporting or attached to nonstructural elements likely to be damaged by large deflections	That part of total deflection occurring after attachment of nonstructural elements: sum of long-time deflection due to all sustained loads (dead load plus any sustained portion of live load) and immediate deflection due to any additional live load ^b	480 ^c
Roof or floor construction supporting or attached to nonstructural elements not likely to be damaged by large deflections		240 ^c

^aLimit not intended to safeguard against ponding. Ponding should be checked by suitable computations of deflection, including added deflections due to ponded water, and considering long-term effects of all sustained loads, camber, construction tolerances, and reliability of provisions for drainage.

^bLong-term deflection has to be determined, but may be reduced by the amount of deflection computed to occur before attachment of nonstructural elements. This reduction is made on the basis of accepted engineering data relating to time-deflection characteristics of members similar to those being considered.

^cRatio limit may be lower if adequate measures are taken to prevent damage to supported or attached elements, but should not be lower than tolerance of nonstructural elements.

៩.១០. Step-By-Step Trial-and-Adjustment Procedure for the Design of a Two-Way Prestressed Slab and Plate System

ខាងក្រោមនេះជាជំហានបន្តបន្ទាប់ដែលត្រូវបានស្នើឡើងសម្រាប់ការងារសិក្សាគណនា និងសម្រាប់ការងារវិភាគកម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស:

1. កំណត់ថាតើរាងធរណីមាត្ររបស់កម្រាលខណ្ឌ និងការដាក់បន្ទុកតម្រូវវិភាគតាមលក្ខណៈពីរទិសដោយវិធីគ្រោងសមមូលឬអត់ ។

2. ជ្រើសរើសកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌសាកល្បងសម្រាប់បណ្តោយអតិបរមា $h = L/45$ ឬទទឹងអតិបរមា $h = L/45$ ។ គណនាបន្ទុកថេរសេវាកម្មសរុប បន្ទុកអថេរសេវាកម្មសរុប និងបន្ទុកមេគុណ ។
3. សន្មត tendon profile កាត់តាមល្វែងជាប់ក្នុងទិស E-W និងទិស N-S ហើយកំណត់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង F , ក្នុងត្រាំងបេតុង $f_c = F/A_c$, និងចំនួន strand ក្នុងមួយល្វែង ។ គណនា balancing load intensity $W_{bal} = 8Fa/L^2$ និងគណនា net load $W_{net\downarrow} = W_{w\downarrow} - W_{bal\downarrow}$ ។
4. កំណត់លក្ខណៈគ្រោងសមមូល (equivalent frame characteristics) តាមវិធីគ្រោងសមមូល និងកំណត់ភាពរឹងក្រាញ់របស់កម្រាល និងភាពរឹងក្រាញ់របស់កម្រាលដែលឱ្យដោយ

$$K_c \cong \frac{4EI}{L_n - 2h}$$

និង

$$K_t = \sum \frac{9E_{cs}C}{L_2 \left(1 - \frac{c_2}{L_2}\right)^3}$$

ដែល $C = \sum (1 - 0.63x/y)x^3y/3$ ។ និងបន្ទាប់មកគណនា

$$K_{ec} = \left(\frac{1}{K_c} + \frac{1}{K_t} \right)^{-1}$$

សម្រាប់សរសរខាងក្រៅ និងខាងក្នុង ហើយភាពរឹងក្រាញ់របស់កម្រាលខណ្ឌ

$$K_s \cong \frac{4EI}{L_1 - c_1/2}$$

ដែល L_1 ជាល្វែងដែលគិតពីអ័ក្ស និង c_1 ជាកម្រាស់សរសរសម្រាប់តំណរវាងសរ

និងកម្រាលខណ្ឌនីមួយៗ ។

5. គណនាមេគុណបែងចែកម៉ូម៉ង់សម្រាប់កម្រាលពីតម្លៃ K_{ec} និង K_s ដែលទទួលបាននៅត្រង់តំណ

នីមួយៗ

$$DF = \frac{K_s}{\sum K}$$

ដែល $\sum K = K_{ec} + K_{S(left)} + K_{S(right)}$ ។ បន្ទាប់មកគណនា fixed-end moment FEM នៅ

ត្រង់តំណសម្រាប់ net load ដែលឱ្យដោយ $FEM = WL^2/12$ សម្រាប់បន្ទុកពង្រាយ ។

6. អនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់សម្រាប់ net load moment M_{net} និងកែតម្រូវម៉ូម៉ង់ដែលបែងចែកឡើងវិញ ដើម្បីទទួលបានតម្លៃ net moment នៅត្រង់ផ្នែកបស់ទម្រ ។ សមីការគឺ $M_n = M_{n(centerline)} - Vc/3$ ។ បន្ទាប់មកផ្ទៀងផ្ទាត់ថាក្នុងត្រាំងបេតុង

$$f_t = -\frac{P}{A} + \frac{M_{net}}{S}$$

ដែលទទួលបានម៉ូម៉ង់ទាំងពីរតូចជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមា $f_t = 6\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.5\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$
សម្រាប់មុខកាត់ទម្រង់ និង $f_t = 2\sqrt{f'_c} \text{ psi } (0.166\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ សម្រាប់មុខកាត់កណ្តាលល្វែង ។

7. គណនា balanced service-load fixed-end moment

$$FEM_{bal} = \frac{W_{bal}L^2}{12}$$

និងអនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់នៃម៉ូម៉ង់បន្ទុកសំនឹង M_{bal} ។ បន្ទាប់មកកំណត់ primary moment

$$M_1 = P_e \text{ និង secondary moment } M_s = (M_{bal} - M_1) \text{ ។}$$

8. គណនា fixed-end factored load moment $FEM_u^- = (W_u L^2)/12$ ហើយអនុវត្តការបែងចែក
ម៉ូម៉ង់នៃ factored moment ។ បន្ទាប់មកគណនា required design moment $M_u = M_u^- - M_s$
សម្រាប់កម្រាលខណ្ឌនៅត្រង់គ្រប់តំណ និងនៅត្រង់ម៉ូម៉ង់វិជ្ជមានអតិបរមា M_u តាមបណ្តោយល្វែង ។

9. កំណត់ required nominal moment strength $M_n = M_u / \phi$ សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ទម្រង់វិជ្ជមាន
 $-M_u$ និងម៉ូម៉ង់ល្វែងវិជ្ជមាន $+M_u$ ។ បន្ទាប់មកត្រួតពិនិត្យមើលថា $-M_n$ និង $+M_n$ ដែលអាច
មានសម្រាប់កម្រាលខណ្ឌ និងសម្រាប់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងគ្រប់គ្រាន់ឬអត់ ។ បន្ទាប់មកទៀត កំណត់
inelastic moment redistribution ΔM_R ពីដំណើរការដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងចំណុច 4.12.4
និង 6.7.2 ។

ដែល $\Delta M_R = \rho_D(\text{support } M_u)$ ។ បន្ថែមដែកធម្មតានៅត្រង់ទម្រង់ និងកណ្តាលល្វែងប្រសិនបើ
ចាំបាច់ ដោយរំលឹកថាដែកមិនរងប្រែក្នុងត្រាំងអប្បបរមា $A_s = 0.00075hL$ ។

10. ត្រួតពិនិត្យ nominal shear strength របស់កម្រាលខណ្ឌនៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្រៅ និងទម្រង់ក្នុង
រួចគណនា ការផ្ទេរ shear-moment និងការផ្ទេរ flexure-moment ទៅសសរ ។
មេគុណកម្លាំងកាត់ម៉ូម៉ង់ (moment shear factor) គឺ

$$\gamma_v = 1 - \frac{1}{1 + \frac{2}{3}\sqrt{b_1/b_2}}$$

ហើយមេគុណការពត់បង្គោលម៉ូម៉ង់ (moment flexure factor) គឺ

$$\gamma_f = \frac{1}{1 + \frac{2}{3}\sqrt{b_1/b_2}}$$

ដែល $b_1 = c_1 + d/2$ សម្រាប់សសរខាងក្រៅ

$$b_1 = c_1 + d \quad \text{សម្រាប់សសរខាងក្នុង}$$

$$b_2 = c_2 + d$$

គេអាចបង្កើនតម្លៃ γ_f 25% នៅត្រង់ទម្រង់ខាងក្នុង និងបង្កើនរហូតដល់ស្មើនឹង 1.0 នៅត្រង់ទម្រង់ផ្សេង ទៀតដូចបង្ហាញនៅក្នុងសមីការ 9.29 ។ បន្ទាប់មកគណនា c_{AB} និង c_{CD} សម្រាប់សសរខាងក្រៅ ក៏ដូច total nominal unbalanced moment strength $M_n = M_{ue} + V_e g$ ។

11. គណនា shear ultimate stress ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់បរិមាត្រ និងឥទ្ធិពលរបស់ $\gamma_v M_n$:

$$v_n = \frac{V_u}{\phi_v A_c} + \frac{\gamma_v c_{AB} M_n}{J_c} \leq v_c \text{ អនុញ្ញាតអតិបរមា}$$

$$\text{ដែល } v_c \text{ ក្នុងត្រង់អនុញ្ញាតអតិបរមា } v_c = \beta_p \sqrt{f'_c} + 0.3 \bar{f}_c + \frac{V_p}{b_o d}$$

$$\beta_p = \text{តម្លៃដែលតូចជាងគេក្នុងចំណោម } 3.5 \text{ និង } (\alpha_s d / b_o + 1.5)$$

$$\phi = 0.75 \text{ សម្រាប់ក្នុងត្រង់កាត់ និងក្នុងត្រង់រង្វល់}$$

ដែល $\alpha_s = 40$ សម្រាប់សសរខាងក្នុង, 30 សម្រាប់សសរខាង និង 20 សម្រាប់សសរកាត់ជ្រុង ។

សសរត្រូវមានមុខកាត់យ៉ាងតិចបំផុត 4in. ពីផ្ទៃនៃជ្រុងអត់ជាប់ ហើយ f'_c មិនគួរធំជាង

5,000 psi និង f ត្រូវមានតម្លៃអប្បបរមាស្មើនឹង 125 psi និងអតិបរមាស្មើនឹង 500 psi បើមិន

ដូច្នោះទេ គេគួរគណនា v_c ពីតម្លៃដែលតូចជាងគេដែលទទួលបានពីសមីការខាងក្រោម

$$v_c = \left(2 + \frac{4}{\beta_c} \right) \sqrt{f'_c} \quad \text{ឬ} \quad v_c = \left(\frac{\alpha_s d}{b_o} + 2 \right) \sqrt{f'_c} \quad \text{ឬ} \quad v_c = 4 \sqrt{f'_c}$$

12. គណនាតម្លៃម៉ូម៉ង់មេគុណ $\gamma_f M_n$ និងត្រួតពិនិត្យស៊ីស្តង់ដែលអាចកើតមាន M_n នៃមុខកាត់

ដែលប្រមូលផ្តុំដែកនៅក្នុង column band $[c + 2(1.5h)]$ ។

13. ត្រួតពិនិត្យភាពងាប់ និង camber របស់កម្រាលខណ្ឌ

14. ទទួលយកការសិក្សាគណនាប្រសិនបើវាបំពេញគ្រប់លក្ខខណ្ឌដែលបានរៀបរាប់ខាងលើ ។ បន្ទាប់មក

អនុវត្តការគណនាសម្រាប់ទិស E-W និងទិស N-S របស់ប្រព័ន្ធកម្រាលខណ្ឌ ។

រូបទី ៩.១៦ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់ការសិក្សាគណនា និងការសិក្សាវិភាគ plate និងកម្រាលខណ្ឌ

បេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស ។

៩.១១. សិក្សាគណនាប្រព័ន្ធកម្រាល Flat-Plate បេតុងប្រេកុងត្រាំងទាញជាគ្រោយ

Design of Prestressed Post-Tensioned Flat-Plate Floor System

ឧទាហរណ៍ ៩.២: ប្រព័ន្ធកម្រាល post-tensioned prestressed nonbonded flat-plate សម្រាប់អគារស្នាក់

នៅត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.១៧ ។ កម្រាលខាងមានទំហំ 17 ft 6in. $\times$ 20 ft (5.33m $\times$ 6.10m) ដែលគិតពី

អ័ក្សទៅអ័ក្ស ហើយកម្រាលខាងក្នុងមានទំហំ 24 ft $\times$ 20 ft (7.32m $\times$ 6.10m) ។ កម្ពស់ l_u របស់ជាន់គឺ

8 ft 9 in. (2.67m) ។ សិក្សាគណនាកម្រាលខណ្ឌនេះដើម្បីទ្រទ្រង់ working live load $W_L = 40 \text{ psf}$ (1.92kPa) និង superimposed dead load $W_{SD} = 20 \text{ psf}$ (0.96kPa) ដែលបណ្តាលពី partition និង flooring ។ សន្មតនៅក្នុងដំណោះស្រាយនេះថាគ្រប់កម្រាលទាំងអស់ទទួលបានបន្ទុកអថេរក្នុងពេលជាមួយគ្នា និងផ្ទៀងផ្ទាត់លទ្ធភាពការផ្ទេរកម្លាំងកាត់-ម៉ូម៉ង់ (shear-moment transfer capacity) របស់កម្រាលនៅត្រង់សសរ ។ ប្រើការប្រែក្លងត្រាំង 7-wire 270-K អង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. ហើយប្រើវិធីត្រោងសមមូល (equivalent frame method) ក្នុងការសិក្សាគណនានេះ ។ ខាងក្រោមនេះជាទិន្នន័យដែលគេឱ្យ៖

$$f'_c = 4,000 \text{ psi} (27.6 \text{ MPa}) \quad \text{បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ct} = 3,000 \text{ psi} (20.7 \text{ MPa})$$

$$\text{នៅត្រង់ទម្រង់} \quad f_t = 6\sqrt{f'_c} = 380 \text{ psi} (2.62 \text{ MPa})$$

$$\text{នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង} \quad f_t = 2\sqrt{f'_c} = 127 \text{ psi} (0.88 \text{ MPa})$$

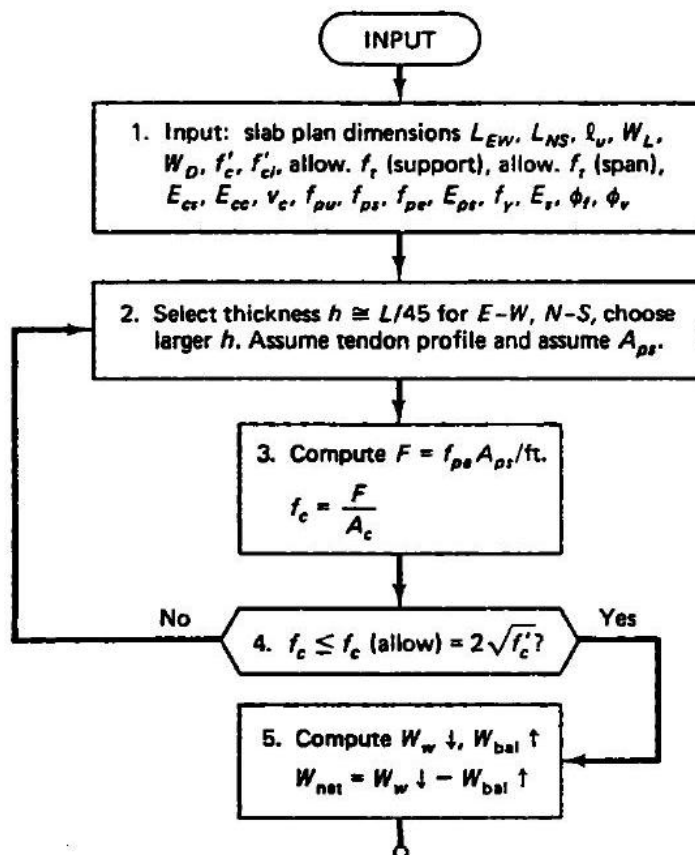


Figure 9.16 Flowchart for the design (analysis) of prestressed concrete two-way slabs and plates in flexure and shear.

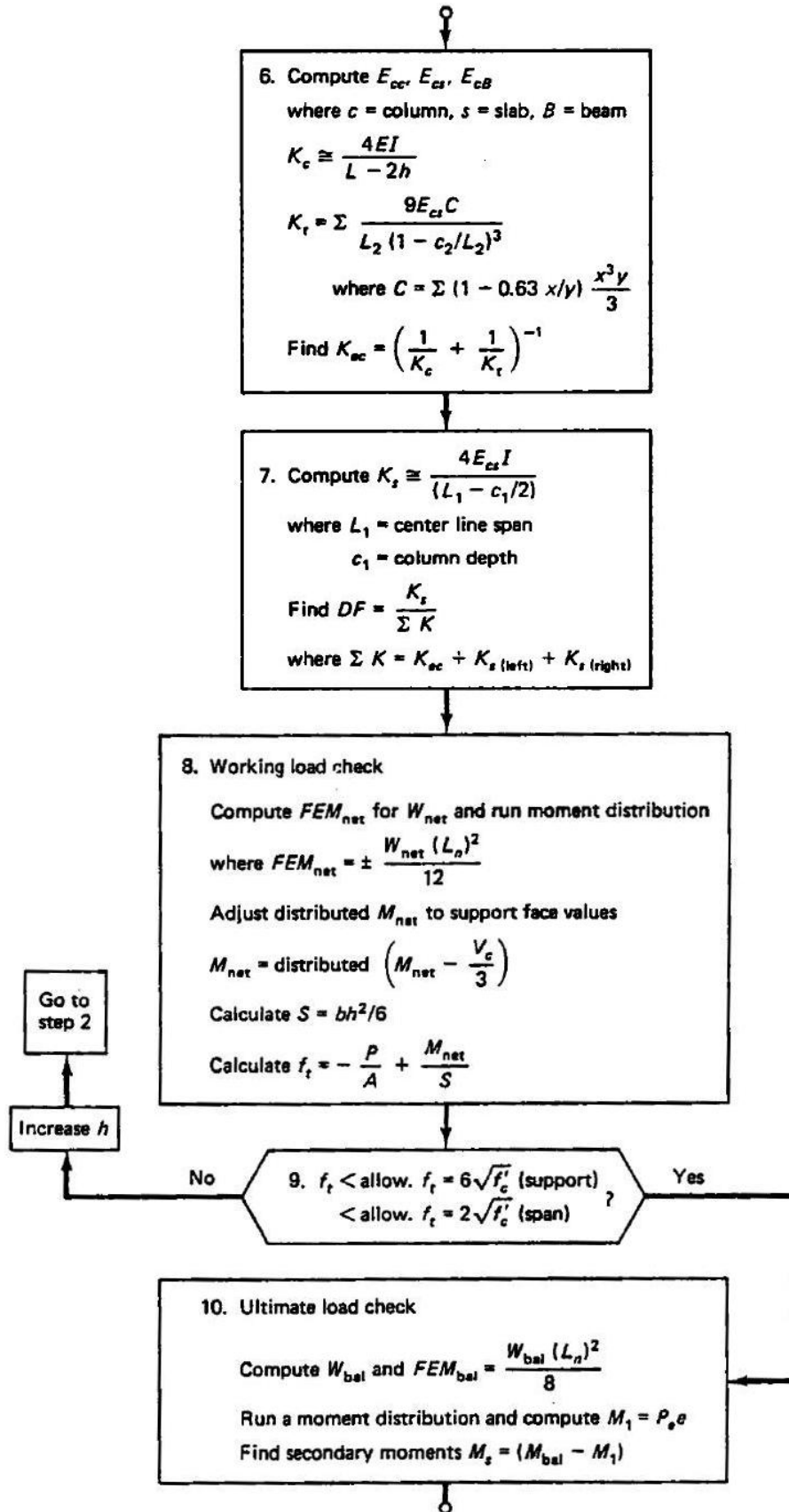


Figure 9.16 Continued

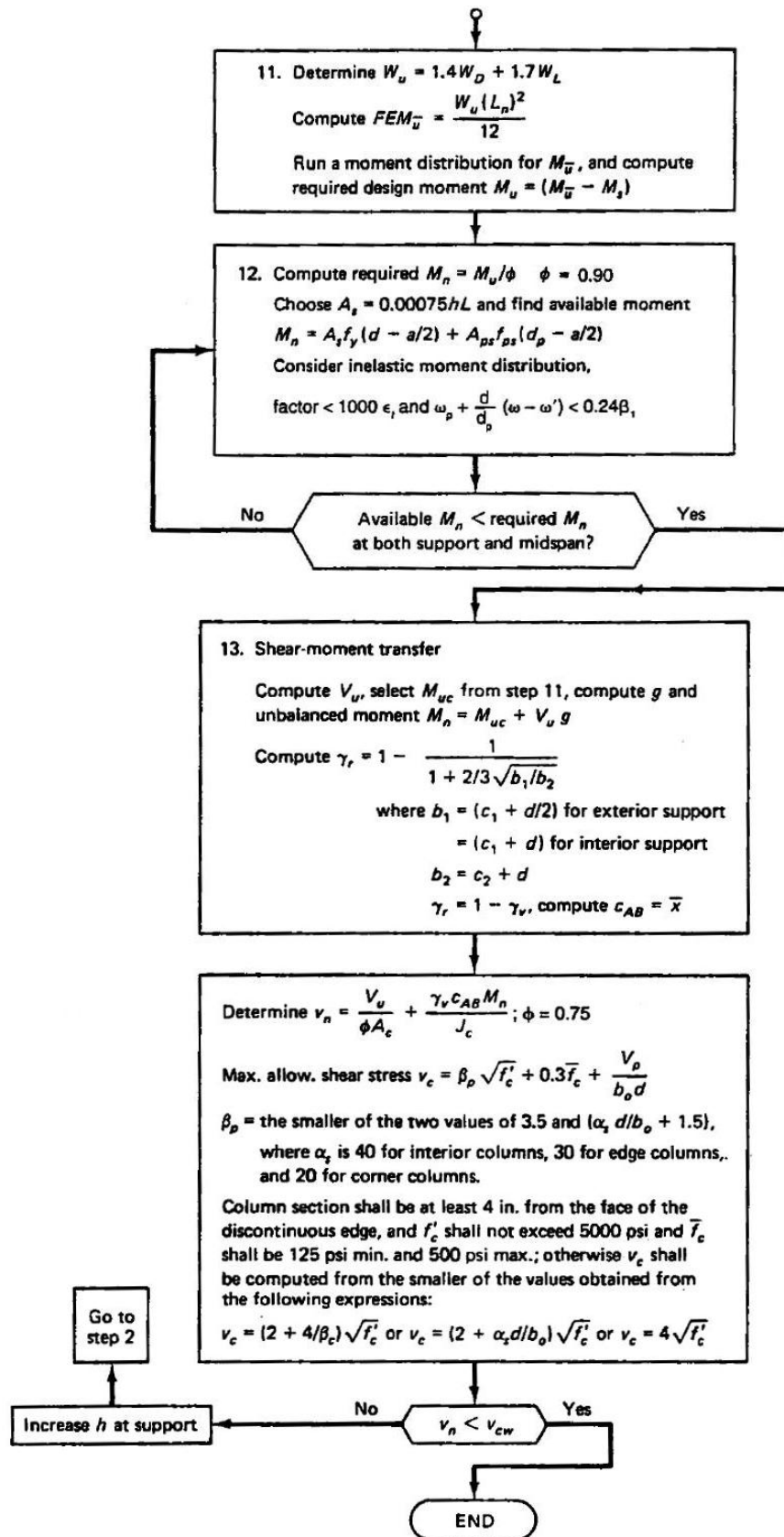


Figure 9.16 Continued

ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់របស់បេតុងអតិបរមា v_c ត្រូវបានទាមទារដោយ ACI Code

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi}(1,862 \text{ MPa})$$

$$f_{ps} \text{ មិនត្រូវធំជាង } 185,000 \text{ psi}(1,276 \text{ MPa})$$

$$f_{py} = 243,000 \text{ psi}(1,675 \text{ MPa})$$

$$f_{pe} = 159,000 \text{ psi}(1,096 \text{ MPa})$$

$$E_{ps} = 29 \cdot 10^6 \text{ psi}(200 \cdot 10^3 \text{ MPa})$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi}(414 \text{ MPa})$$

ដំណោះស្រាយ

ទិស N-S

I. Service Load analysis

1. បន្ទុក

ដើម្បីគ្រប់គ្រងភាពងាប់ សន្មតថាកម្រាស់កម្រាលខណ្ឌ $h \cong L/45$ ។ ទិសបណ្តោយ

$$20 \times 12 / 45 = 5.33 \text{ in. ហើយ } h = 24 \times 12 / 45 = 6.40 \text{ in. ។ ដូចនេះសាកល្បង } h = 6\frac{1}{2} \text{ in.}(165 \text{ mm})$$

$$\text{ទម្ងន់ផ្ទាល់របស់កម្រាល} = 81 \text{ psf} \text{ ។}$$

$$\text{បន្ទុកអថេរដែលដាក់បន្ថែមពីលើ} = 20 \text{ psf} \text{ ដូចនេះយើងបាន}$$

$$\text{បន្ទុកអថេរសរុប } W_D = 101 \text{ psf}$$

$$W_L = 40 \text{ psf}$$

$$\text{បន្ទុកសេវាកម្ម } W_w = W_{D+L} = 141 \text{ psf}(6.75 \text{ kPa})$$

$$W_u = 1.2W_D + 1.6W_L = 1.2 \times 101 + 1.6 \times 40 \cong 186 \text{ psf}(8.9 \text{ kPa})$$

$$L_n = \text{bay span (N-S សម្រាប់ផ្នែកនៃដំណោះស្រាយនេះ)}$$

$$L_2 = \text{band width (ទិស E-W)}$$

2. បន្ទុកលំនឹង និង tendon profile

ដើម្បីធ្វើការប៉ាន់ប្រមាណលើកដំបូងសម្រាប់បន្ទុកលំនឹង សន្មតតម្លៃក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅលើបេតុងមធ្យម

$$\text{ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកលំនឹងគឺ } f_c = 170 \text{ psi}(1.17 \text{ MPa}) \text{ ។ កម្លាំងឯកតា } F = 170 \times 6.5 \times 12 = 13,260 \text{ lb/ft}$$

$$(193.6 \text{ kN/m}) \text{ ។ ដូចនេះ សាកល្បងដែកប្រកបក្នុងត្រាំង 7-wire 270-K អង្កត់ផ្ចិត } 1/2 \text{ in. ។ យើងឃើញថា}$$

$$\text{កម្លាំងប្រសិទ្ធភាព } P_e \text{ ក្នុងកាបប្រកបក្នុងត្រាំងមួយ} = A_{ps} f_{pe} = 0.153 \times 159,000 = 24,327 \text{ lb} \text{ ។ សម្រាប់ } L =$$

$$20 \text{ ft តាមទិសបណ្តោយរបស់គ្រឿងបង្ក កម្លាំងសរុបគឺ } F_e = FL = 13,260 \times 20 = 265,200 \text{ lb}(1,180 \text{ kN}) \text{ ។}$$

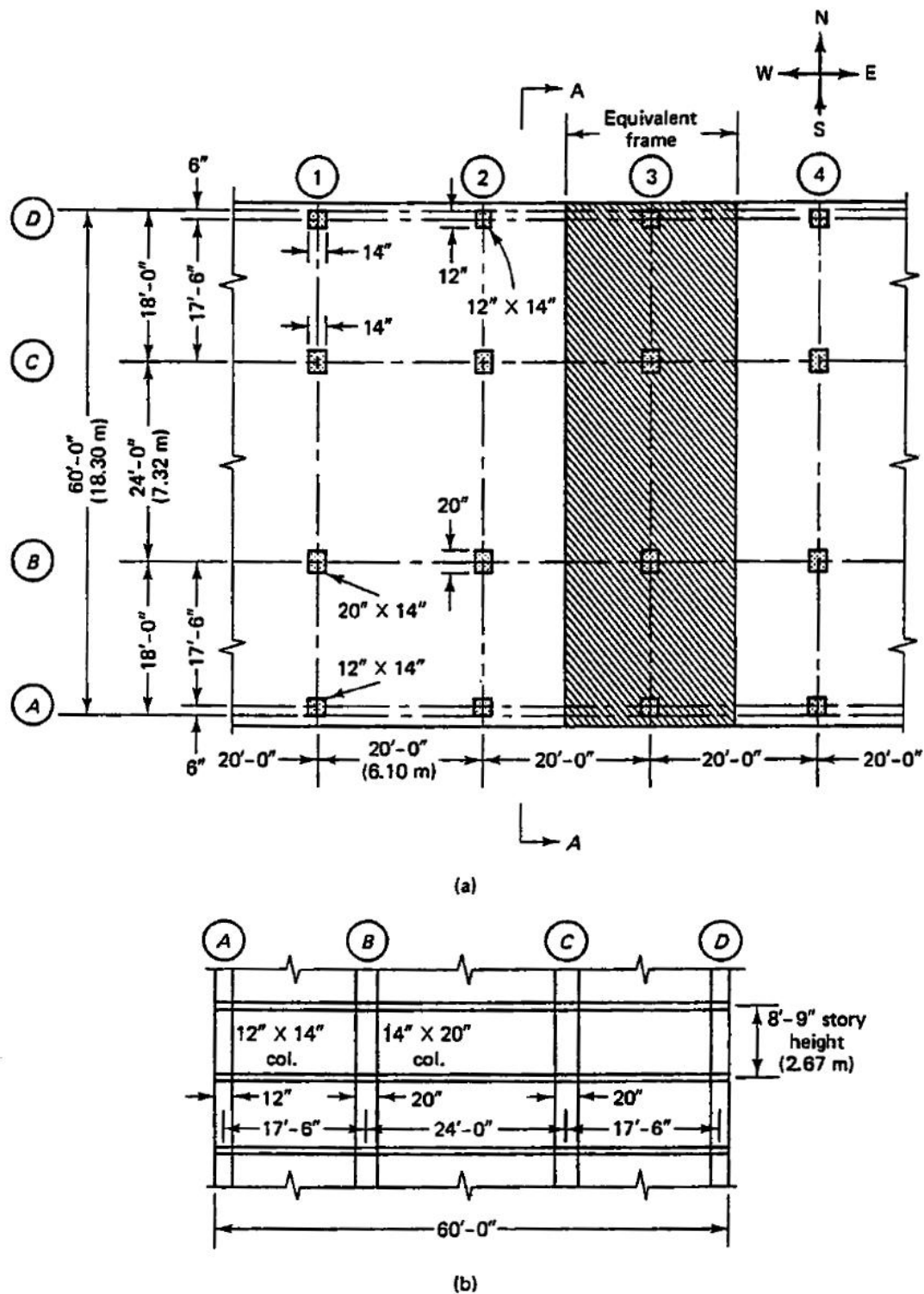


Figure 9.17 Flat-plate apartment structure in Example 9.1. (a) Plan. (b) Section A-A, N-S.

ចំនួនរបស់ strand ក្នុងមួយ bay គឺ $F_e / P_e = 265,200 / 24,327 \cong 11$ ហើយកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពសរុប $P_e = F_e = 24,327 \times 11 = 267,597 lb$ ។ កម្លាំងឯកត្តាជាក់ស្តែង $F = 267,597 / 20 = 13,380 lb / ft (195.3 kN / m)$ ហើយក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងជាក់ស្តែង $f_c = F / A = 13,380 / (6.5 \times 12) \cong 172 psi \cong 170 psi$ គឺបំពេញលក្ខខណ្ឌ ។ ដូចនេះ យក $f_c = 172 psi$ ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកលំនឹង ហើយសន្មត់ parabolic tendon profile ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត ៩.១៨ ។

ល្វែងខាងក្រៅ AB ឬ CD នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង

$$a_1 = a_3 = \frac{3.25 + 5.50}{2} - 1.75 = 2.625 \text{ in.}$$

ឧទាហរណ៍ 1.16 សម្រាប់ parabolic tendon

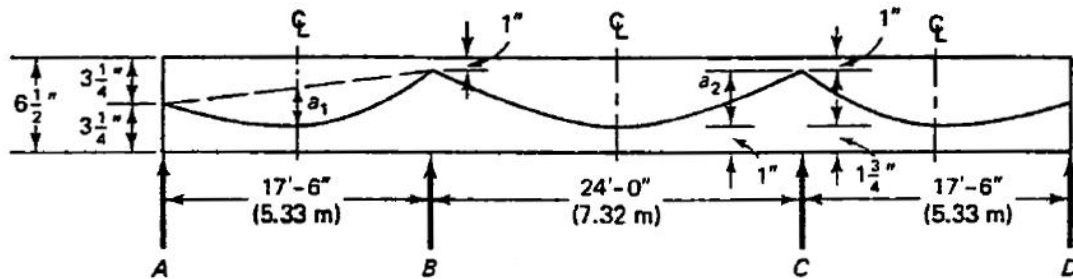


Figure 9.18 Tendon profile in N-S direction in Example 9.2.

$$W = \frac{8Fa}{L_n^2}$$

$$W_{bal} = \frac{8 \times 13,380 \times 2.625 / 12}{(18)^2} \cong 72 \text{ psf}$$

Net load ដែលបង្កើតម្ល៉េម៉ង់ពាត់គី

$$W_{net} = W_w - W_{bal} = 141 - 72 = 69 \text{ psf} (3.30 \text{ KPa})$$

ល្វែងខាងក្នុង BC

$$a_2 = 6.5 - 1 - 1 = 4.5in.$$

$$W_{bal} = \frac{8Fa}{L_n^2} = \frac{8 \times 13,380 \times 4.5/12}{(24)^2} \cong 70 \text{ psf}$$

$$W_{net} = 141 - 70 = 71 \text{ psf} (3.40 \text{ kPa})$$

3. លក្ខណៈរបស់គ្រោងសមមូល (Equivalent Frame Characteristics)

យកគ្រោងសមមូលនៅក្នុងទិស N-S ដែលបង្កើតត្រូវបានបង្ហាញដោយការឆ្លុះនៅក្នុងរូបទី ៩.១៧ ។ ភាពរឹងក្រាញ់ទប់នឹងការពត់ប្រហាក់ប្រហែលរបស់សសរខាងលើ និងខាងក្រោមតំណក់ម្រាស់ខណ្ឌ (ម៉ូម៉ង់ក្នុងមួយឯកតាម៉ូម៉ង់) និងពិសមីការ ៩.៩ គឺ

$$K_c = \frac{4E_c I_c}{L_n - 2h}$$

ដែល $L_n = L_u = 8 \text{ ft } 9 \text{ in.} = 105 \text{ in.}$

(a) ភាពរឹងក្រាញ់សសរខាងក្រៅ (14in.×12in.)

សម្រាប់សសរខាងក្រៅ $b = 14 \text{ in.}$ ដូចនេះ $I_c = 14(12)^3 / 12 = 2,016 \text{ in.}^4$ ។ សន្មតថា $E_{col} / E_{slab} = E_{cc} / E_{cs} = 1.0$ និងប្រើ $E_{cc} = E_{cs} = 1.0$ នៅក្នុងការគណនា ដោយ E_{cs} មិនត្រូវបានគិតនៅក្នុងសមីការសម្រាប់ K_c ។ បន្ទាប់មក យើងទទួលបាន

$$\begin{aligned} K_c \text{ សរុប} &= \frac{4 \times 1 \times 2,016}{105 - (2 \times 6.5)} \times 2 \text{ (សម្រាប់ចុង និងគល់សសរ)} \\ &= 175.3 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cc} \end{aligned}$$

ពិសមីការ 9.10b ថេរកម្លាំងរមួលគឺ

$$\begin{aligned} C &= \sum \left(1 - 0.63 \frac{x}{y} \right) \frac{x^3 y}{3} \\ &= \left(1 - 0.63 \times \frac{6.5}{12} \right) 6.5^3 \times \frac{12}{3} = 724 \end{aligned}$$

ភាពរឹងក្រាញ់ទប់ការរមួលរបស់កម្រាលនៅត្រង់អ័ក្សសសរគឺ

$$\begin{aligned} K_t &= \sum \frac{9E_{cs} C}{L_2 \left(1 - \frac{c_2}{L_2} \right)^3} \\ &= \frac{9 \times 1 \times 724}{20 \times 12 \left(1 - \frac{14}{12 \times 20} \right)^3} + \frac{9 \times 1 \times 724}{20 \times 12 \left(1 - \frac{14}{12 \times 20} \right)^3} \\ &= 65.0 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cs} \end{aligned}$$

ពិសមីការ 9.7, ភាពរឹងក្រាញ់សមមូលរបស់សសរគឺ

$$K_{ec} = \left(\frac{1}{K_c} + \frac{1}{K_t} \right)^{-1} = \left(\frac{1}{175.3} + \frac{1}{65} \right)^{-1} = 47 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cc}$$

(b) ភាពរឹងក្រាញ់សសរខាងក្នុង (14in.×20in.)

សម្រាប់សសរខាងក្នុង $b = 14 \text{ in.}$ ដូចនេះ $I = 14(20)^3 / 12 = 9,333 \text{ in.}^4$ ។ ដូចនេះ យើងមាន

$$K_c \text{ សរុប} = \frac{4 \times 1 \times 9,333}{105 - 2 \times 6.5} \times 2 = 812 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cc}$$

$$C = \left(1 - 0.63 \times \frac{6.5}{20}\right) \times (6.5)^3 \times \frac{20}{3} = 1,456$$

$$K_t = \frac{9 \times 1,456}{20 \times 12 \left(1 - \frac{14}{12 \times 20}\right)^3} + \frac{9 \times 1,456}{20 \times 12 \left(1 - \frac{14}{12 \times 20}\right)^3} = 131 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cs}$$

$$K_{ec} = \left(\frac{1}{812} + \frac{1}{131}\right)^{-1} = 113 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cc}$$

(c) ភាពរឹងក្រាញរបស់កម្រាលខណ្ឌ

ពីសមីការ 9.9

$$K_s = \frac{4E_{cs}I_s}{L_n - \frac{c_1}{2}}$$

ដែល L_n ជាប្រវែងល្វែងដែលគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស និង c_1 ជាកម្រាស់សសរ ។ ទទឹង slab band នៅក្នុងទិស

E-W គឺ $20/2 + 20/2 = 20 \text{ ft}$ ។ ដូចនេះ $I_s = 20 \times 12(6.5)^3 / 12 = 5,493 \text{ in.}^4$

ហើយសម្រាប់កម្រាលនៅ ខាងស្តាំសសរខាងក្រៅ A

$$K_s = \frac{4 \times 1 \times 20(6.5)^3}{12 \times 17.5 - 12/2} = 108 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cs}$$

សម្រាប់កម្រាលខណ្ឌនៅខាងឆ្វេងសសរខាងក្នុង B

$$K_s = \frac{4 \times 1 \times 20(6.5)^3}{12 \times 17.5 - 20/2} = 110 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cs}$$

ហើយ សម្រាប់កម្រាលនៅខាងស្តាំសសរខាងក្នុង B

$$K_s = \frac{4 \times 1 \times 20(6.5)^3}{12 \times 24 - 20/2} = 79 \text{ in.} - \text{lb} / \text{rad} / E_{cs}$$

ពីសមីការ 9.12, មេគុណបែងចែកម្ល៉ឹងនៅលើកម្រាលខណ្ឌត្រង់តំណគឺ $DF = K_s / \sum K$ ដែល $\sum K =$

$K_{ec} + K_{s(left)} + K_{s(right)}$ ។ ដូចនេះសម្រាប់តំណកម្រាលខណ្ឌខាងក្រៅ A, $DF = 108 / (47 + 108) =$

0.697 សម្រាប់តំណកម្រាលខណ្ឌខាងឆ្វេង B, $DF = 110 / (113 + 110 + 79) = 0.364$

និងសម្រាប់តំណ កម្រាលខណ្ឌខាងស្តាំ B, $DF = 79 / (113 + 110 + 79) = 0.262$ ។

4. Design Service-Load Moment and Stresses

Design net load moment

សម្រាប់ល្វែងខាងក្រៅ AB និង CD, $W_{net} = 69 \text{ psf}$ ។ ដូចនេះម្ល៉ឹងបង្អប់ចុង (fixed-end moment)

គឺ

$$FEM = \frac{WL_n^2}{12} = \frac{69 \times (17.5)^2}{12} \times 12 = 21.1 \cdot 10^3 \text{ in.} - \text{lb}$$

ដូចគ្នា សម្រាប់ល្វែងខាងក្នុង BC , $W_{net} = 71 psf$ ។ ដូចនេះម៉ូម៉ង់បង្កប់ចុងគឺ

$$FEM = \frac{71(24)^2}{12} \times 12 = 40.9 \cdot 10^3 in.-lb$$

ដោយអនុវត្តការវិភាគការបែងចែកម៉ូម៉ង់ដូចបង្ហាញក្នុងតារាង ៩.២, គេអាចប្រើមេគុណ carryover $COF = 1/2$ សម្រាប់គ្រប់ល្វែងទាំងអស់។ គេត្រូវធ្វើការកែសម្រួលការសន្មត់បែបនេះ ដោយសារគេចោលឥទ្ធិពលនៃ nonprismatic section ទៅលើ fixed-end moment និងមេគុណ carryover ។ នៅក្នុងគ្រោងច្រើនល្វែង គេអាចសន្មត់ថាគ្រោងនៅត្រង់តំណនៃល្វែងពីរដែលគិតពីខាងឆ្វេងតំណ C ត្រូវបានគិតជាទម្រង់បង្កប់ក្នុងការបែងចែកម៉ូម៉ង់។

Table 9.2 Moment Distribution of Net Load Moments M_{net}

	Ⓐ		Ⓑ	Ⓒ	Ⓓ
DF	0.697	0.364	0.262	0.262	0.364
COF	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
$FEM_{net} \times 10^3$ in.-lb	-21.1	21.1	-40.9	40.9	-21.1
Dist.	+14.71	7.21	5.19	-5.19	
CO Dist.	3.61 -2.52	7.36 -1.73	-2.60 -1.25		
Final $M_{net} \times 10^3$ per ft	-5.30	33.94	-39.56		

ក្នុងត្រាំងទាញរបស់បេតុងកម្រាលនៅត្រង់ទម្រ

Net moment នៅត្រង់ផ្ទៃខាងក្នុងរបស់សសរ B ជាផលសងនៃម៉ូម៉ង់ត្រង់ centerline ជាមួយនឹង $Vc/3$ ដែល

$$M_{net, max} = 39.56 \cdot 10^3 - \frac{20}{3} \left(\frac{71 \times 24}{2} \right) = 33,880 in.-lb / ft$$

ម៉ូឌុលមុខកាត់របស់កម្រាលខណ្ឌ $S = bh^2 / 6 = 12(6.5)^2 / 6 = 84.5 in.^3$ ហើយយើងមានក្នុងត្រាំងបេតុងសម្រាប់ទម្រ

$$f_t = -\frac{P}{A} + \frac{M}{S} = -172 + \frac{33,880}{84.5} = +229 psi (1.63 MPa) (T) \text{ ឧ}$$

ដូចនេះ ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត $f_t = 6\sqrt{f'_c} = 380 psi > 229 psi$ គ្រប់គ្រាន់។

ក្នុងត្រាំងទាញរបស់បេតុងកម្រាលនៅត្រង់កណ្តាលល្វែង

Net moment អតិបរមាកណ្តាលល្វែងគឺ $WL^2/8 - 39.56 \cdot 10^3$ ឬ

$$M_{net,max} = \frac{71(24)^2}{8} \times 12 - 39.56 \cdot 10^3 = 21,784 \text{ in.-lb / ft } (7.85 \text{ kN / m})$$

ហើយ f_t ត្រង់កណ្តាលល្វែង $= -\frac{P}{A} + \frac{M}{S} = -172 + \frac{21,784}{84.5} = +86 \text{ psi } (0.545 \text{ MPa})(T)$

ដូចនេះ ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត $f_t = 2\sqrt{f'_c} = 127 \text{ psi} > 86 \text{ psi}$ គ្រប់គ្រាន់។

ប្រសិនបើ $f_t >$ ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត f_t . កម្លាំងទាញទាំងមូលត្រូវបានយកដោយដែកពង្រឹងធម្មតាជាមួយ
ក្នុងត្រាំង $f_s = f_y / 2$ ។

Ultimate Flexural Strength Analysis

II. Design Moment M_u

1. Balanced moments M_{bal}

Secondary moment ត្រូវបានឱ្យដោយ $M_s = M_{bal} - M_1$, ដែល M_{bal} ជា balanced moment
និង M_1 ជា primary moment $= P_e e = Fe$ ។ សម្រាប់ល្វែង AB ឬ CD

$$FEM_{bal} = \frac{72(17.5)^2}{12} \times 12 = 22,050 \text{ in.-lb / ft}$$

និងសម្រាប់កម្រាល BC

$$FEM_{bal} = \frac{70(24)^2}{12} \times 12 = 40,320 \text{ in.-lb / ft}$$

ការអនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់ដូចនៅក្នុងតារាង ៩.៣ នឹងកំណត់ម៉ូម៉ង់ M_{bal} អតិបរមាសម្រាប់តំណ
សសរខាងក្រៅ។

Table 9.3 Moment Distribution of Balanced Load Moments M_{bal}

	Ⓐ		Ⓑ		Ⓒ
<i>DF</i>	0.697	0.364	0.262	0.262	0.364
<i>COF</i>	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
<i>FEM_{bal}</i> <i>× 10³</i> <i>in.-lb</i>	-22.05	22.05	-40.32	40.3	-22.05
<i>Dist.</i>	+15.37	+6.65	+4.79	-4.79	-6.65
<i>CO</i> <i>Dist.</i>	3.33 -2.32	7.69 -1.93	-2.40 -1.39		
<i>Final M_{bal}</i> <i>× 10³</i> <i>per ft</i>	-5.67	34.46	-39.32		

2. Secondary moments M_s និងម៉ូម៉ង់បន្ទុកមេគុណ M_u

ផ្នែក AB

ពី tendon profile នៃរូបទី ៩.១៨, $e = 0$ ។ ដូចនេះយើងមាន៖

Primary moment M_1 / ft នៅត្រង់ទម្រង់ $A = P_e e = 0$

$$M_{bal} = 5,670 in.-lb / ft \quad (\text{ពីតារាង ៩.៣})$$

$$M_s = M_{bal} - M_1 = 5,670 - 0 = 5.67 \cdot 10^3 in.-lb / ft$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់បង្កបំផ្លាស់ប្តូរមេគុណ } FEM_u = \frac{W_u l^2}{12} = \frac{186(17.5)^2}{12} \times 12 = 56,963 in.-lb / ft$$

ផ្នែក BA

ពី tendon profile នៅក្នុងរូបទី ៩.១៨, $e = 6.5 / 2 - 1 = 2.25 in.$ ។ ដូចនេះយើងមាន៖

$$M_1 = 13,380 \times 2.25 = 30,105 in.-lb / ft (11.16 kN.m)$$

$$M_{bal} = 34,460 in.-lb / ft \quad (\text{ពីតារាង ៩.៣})$$

$$M_s = 34,460 - 30,105 = 4,355 in.-lb / ft (1.61 kN.m / m)$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់បង្កបំផ្លាស់ប្តូរមេគុណ } FEM_u = 56,963 in.-lb / ft (21.1 kN.m / m)$$

ផ្នែក BC

$$e = 2.25 in.$$

$$M_1 = 30,105 in.-lb / ft$$

$$M_{bal} = 39,320 in.-lb / ft \quad (\text{ពីតារាង ៩.៣})$$

$$M_s = 39,320 - 30,105 = 9,215 in.-lb / ft (3.4 kN.m / m)$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់បង្កបំផ្លាស់ប្តូរមេគុណ } FEM_u = \frac{186(24)^2}{12} \times 12 = 107,136 in.-lb / ft (39.7 kN.m / m)$$

អនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់សម្រាប់ម៉ូម៉ង់មេគុណដូចនៅក្នុងតារាង ៩.៤ ។ សិក្សាវិភាគគំរូនៃការដាក់បន្ទុកលើផ្ទៃឆ្នាស់ដើម្បីទទួលបានលក្ខខណ្ឌអាក្រក់បំផុតសម្រាប់ម៉ូម៉ង់សេវាកម្ម និងម៉ូម៉ង់បន្ទុកមេគុណ ។

3. Design moments M_u

ម៉ូម៉ង់គណនា (design moment) M_u ជាផលសងនៃម៉ូម៉ង់បន្ទុកមេគុណ M_u^- និង secondary moment M_s ឬ $M_u = M_u^- - M_s$ (ពីសមីការ 9.17) ។

ម៉ូម៉ង់ $-M_u$ ត្រង់ចំណុច A (ផ្នែក AB)

Table 9.4 Moment Distribution of Factored Loads

	Ⓐ		Ⓑ	Ⓒ	Ⓓ
<i>DF</i>	0.697	0.364	0.262	0.262	0.364
<i>COF</i>	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
<i>FEM_u</i> $\times 10^3$ in.-lb per ft Dist.	-56.96	+56.96	-107.14	107.14	-56.96
<i>CO</i> Dist.	+9.14 -6.37	+19.85 -8.38	+6.58 -6.03	-13.15	-18.27
Final <i>M_u</i> $\times 10^3$ per ft	-14.49	+89.88	-93.44		

សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ត្រង់តំណ *A* (ល្វែង *AB*) , $M_s = 5,670 \text{ in.-lb/ft}$ (បានពីលើកមុន) ហើយម៉ូម៉ង់ត្រង់ centerline $M_u = 12,310 - 5,670 = 6,640 \text{ in.-lb/ft}$ ។ ការកាត់បន្ថយម៉ូម៉ង់ពីសរសរ $A = Vc/3$ ។ ដូចនេះ

$$V_{AB} = \frac{W_u L}{2} - \frac{M_u @ B - M_u @ A}{L_n} = \frac{186 \times 17.5}{2} - \frac{10^3 (89.88 - 12.31)}{17.5 \times 12}$$

$$= 1627.5 - 369.4 = 1231.1 \text{ lb/ft}$$

$$c = 12 \text{ in.}$$

ម៉ូម៉ង់ត្រង់ centerline $M_u = 12,310 - 5,670 = 6,640 \text{ in.-lb/ft}$

$$M_u = 6,640 - \frac{1231.1 \times 12}{3}$$

$$= 6,640 - 4,924 = 1,716 \text{ in.-lb/ft} (0.64 \text{ kN.m/m})$$

$$M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{1,716}{0.9} = 1,907 \text{ in.-lb/ft} (0.4 \text{ kN.m/m})$$

ម៉ូម៉ង់ $-M_u$ ត្រង់តំណ *B* (ល្វែង *BA*)

សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ត្រង់តំណ *B* (ល្វែង *BA*) , $M_s = 4,355 \text{ in.-lb/ft}$ (បានពីលើកមុន) ហើយម៉ូម៉ង់ត្រង់ centerline $M_u = 89,880 - 4,355 = 85,525 \text{ in.-lb/ft}$ ។ ដូចនេះ

$$V_{AB} = 1627.5 + 369.4 = 1,996.9 \text{ lb/ft}$$

$$c = 20 \text{ in.}$$

$$\begin{aligned} \text{ម៉ូម៉ង់ត្រង់ផ្ទៃសសរតម្រូវការ } M_u &= 85,525 - \frac{1,996.9 \times 20}{3} \\ &= 85,525 - 13,313 = 72,212 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} (26.7 \text{ kN.m} / \text{m}) \end{aligned}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ} - M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{72,212}{0.9} = 80,236 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} (31.7 \text{ kN.m} / \text{m})$$

ម៉ូម៉ង់ $-M_u$ ត្រង់តំណ B (ល្វែង BC)

សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ត្រង់តំណ B (ល្វែង BA), $M_s = 9,215 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$ ហើយម៉ូម៉ង់ត្រង់ centerline

$M_u = 93,440 - 9,215 = 84,225 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$ ។ ដូចនេះ

$$V_{BC} = \frac{186 \times 24}{2} = 2,232 \text{ lb} / \text{ft}$$

$$\begin{aligned} \text{ម៉ូម៉ង់ត្រង់ផ្ទៃសសរតម្រូវការ } M_u &= 84,225 - \frac{2,232 \times 20}{3} \\ &= 84,225 - 14,880 = 69,345 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} (25.7 \text{ kN.m} / \text{m}) \end{aligned}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ} - M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{69,345}{0.9} = 77,050 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} (28.56 \text{ kN.m} / \text{m})$$

ម៉ូម៉ង់ $+M_u$ អតិបរមាកណ្តាលល្វែង AB

សន្មតថាចំណុចកម្លាំងកាត់សូន្យ និងម៉ូម៉ង់អតិបរមាគឺ x ពីផ្ទៃ A ។ នោះ

$x = V_{AB} / W_u = 1231.1 / 186 = 6.62 \text{ ft}$ ។ ដូចគ្នា ពីតារាង ៩.៤ ម៉ូម៉ង់ចុង M_u^- ត្រង់

$A = 12,310 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$ និងពីលើកមុន $M_s = \frac{1}{2}(5,670 + 4,355) = 5,013 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$ ។ ដូចនេះ យើងមាន

$$\begin{aligned} \text{ម៉ូម៉ង់អតិបរមា} + M_u &= V_{AB}x - \frac{W_u x^2}{2} - M_u^- + M_s \\ &= 1231.1 \times 6.62 \times 12 - \frac{186(6.62)^2}{2} \times 12 - 12,310 + 5,013 \\ &= 97,799 - 48,908 - 12,310 + 5,013 \\ &= 41,594 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} (15.4 \text{ kN.m} / \text{m}) \text{ នៅត្រង់ } 6.62 \text{ ft} \text{ ពី } A \end{aligned}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ} + M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{41,594}{0.9} = 46,216 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} (17.2 \text{ kN.m} / \text{m})$$

ម៉ូម៉ង់ $+M_u$ អតិបរមាកណ្តាលល្វែង BC

ពីលើកមុន $V_{BC} = 2,232 \text{ lb} / \text{ft}$ និង $x = L_n / 2 = 24 / 2 = 12 \text{ ft}$ ។ ម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងរបស់ល្វែង

សាមញ្ញគឺ

$$\begin{aligned} M_u &= V_{AB} \times \frac{L_n}{2} - \left(W_u \times \frac{L}{2} \right) \frac{(L)}{4} \\ &= 2,232 \times \frac{24}{2} - \frac{186(24)^2}{8} = 13,392 \text{ ft} - \text{lb} / \text{ft} = 160,704 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} \end{aligned}$$

ម្យ៉ាងវិញទៀត, ម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងរបស់ល្វែងសាមញ្ញគឺ

$$M = \frac{W_u L^2}{8} = \frac{186(24)^2}{8} \times 12 = 160,704 \text{ in.} \cdot \text{lb} / \text{ft}$$

$$+ M_u = M - M_u^- + M_s$$

ពីតារាង ៩.៤ យើងមាន $M_u^- = -93,440 \text{ in.} \cdot \text{lb} / \text{ft}$ និង $M_s = 9,215 \text{ in.} \cdot \text{lb} / \text{ft}$ ។

ដូចនេះស៊ីសង់ម៉ូម៉ង់អតិបរមាតម្រូវការនៅកណ្តាលល្វែងគឺ

$$+ M_u = 160,704 - 93,440 + 9,215 = 76,479 \text{ in.} \cdot \text{lb} / \text{ft} (27.13 \text{ kN.m} / \text{m})$$

ហើយស៊ីសង់ម៉ូម៉ង់ នូវមិនាល តម្រូវការគឺ

$$+ M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{79,479}{0.9} = 84,977 \text{ in.} \cdot \text{lb} / \text{ft} (30.14 \text{ kN.m} / \text{m})$$

រូបទី ៩.១៩ ឱ្យនូវដ្យាក្រាមនៃស៊ីសង់ design moment តម្រូវការ M_u តាមបណ្តោយល្វែង និងតម្លៃខ្ពស់បំផុតរបស់ម៉ូម៉ង់ ។

III. Flexural Strength M_n (Nominal Moment Strength)

ACI Code ត្រូវការបរិមាណដែកអប្បបរមារបស់ដែកធម្មតាមិនរងប្រែក្នុងត្រាំ ។ ពិសមីការ 9.20

$$A_s = 0.00075 h L_n$$

1. មុខកាត់ទម្រង់ក្នុង B

សម្រាប់មុខកាត់ទម្រង់ក្នុងត្រង់ចំណុច B , ម៉ូម៉ង់ nominal

តម្រូវការដែលលុបគឺ $M_n = 77,050 \text{ in.} \cdot \text{lb} / \text{ft}$

ដូចនេះ, ក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមារបស់ដែកពង្រឹងមិនរងប្រែក្នុងត្រាំងក្នុងទិសនីមួយៗដែលស្ថិតនៅក្នុងក្រឡាផ្ទៃម៉ូម៉ង់

អវិជ្ជមានរបស់កម្រាលត្រង់សសរត្រូវបានគណនាដូចក្នុងសមីការ 4.55(b) គឺ $A_s = 0.00075 h l$ ដែល

h = កម្រាស់ កម្រាលខណ្ឌសរុប និង l = ប្រវែងល្វែងក្នុងទិសស្របទៅនឹងទិសរបស់ដែកដែលត្រូវកំណត់ ។

$$A_s = 0.00075 \times 6.5 \left(\frac{18 + 24}{2} \right) \times 12 = 1.23 \text{ in.}^2 (7.93 \text{ cm}^2)$$

ដូចនេះ សាកល្បង #4 ដែលមានប្រវែង 11 ft ហើយគំណាត់អតិបរមារបស់ដែកគឺ 6 in. (152 mm) ដោយគិតពី

អ័ក្សទៅអ័ក្ស ដែលវាត្រូវបានប្រមូលផ្តុំនៅមុំសសរលើ band width ដែលស្មើទៅនឹងទទឹងសសរបូកជាមួយនឹង

1.5 ដងនៃកម្រាស់កម្រាលលើជ្រុងនីមួយៗរបស់សសរ ។ នោះ

$$A_s = 6 \times 0.20 = 1.20 \text{ in.}^2 \cong 1.23 \text{ in.}^2 \text{ ដែលត្រូវការ} \quad \text{O.K.}$$

$$\text{ទទឹងកម្រាល} = 20 \text{ ft}$$

$$A_s / \text{ft} = \frac{1.2}{20} = 0.06 \text{ in.}^2$$

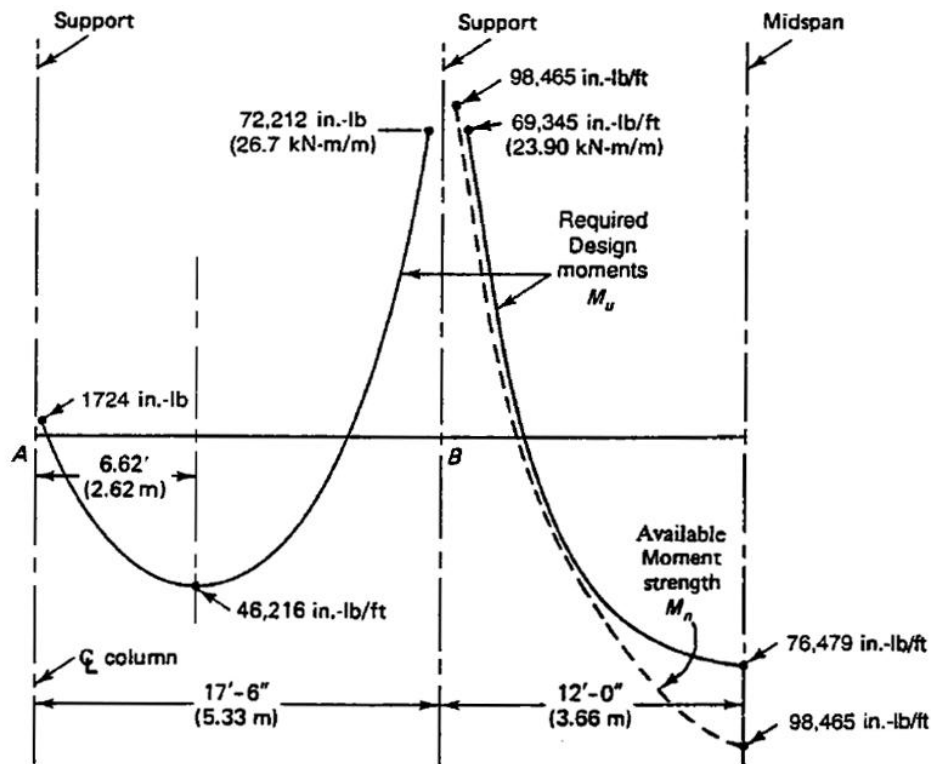


Figure 9.19 Maximum required design moments M_u and available nominal moment strengths M_n in Example 9.2, after redistribution.

ពីសមីការ 9.23b, design stress នៅក្នុង tendon គឺ

$$f_{ps} = f_{pe} + \frac{f'_c}{300\rho_p} + 10,000 \text{ psi}$$

ហើយ

$$\rho_p = \frac{A_{ps}}{bd} = \frac{11 \times 0.153}{(20 \times 12)5.5} = 0.0013$$

$$f_{pe} = 159,000 \text{ psi}$$

$$f_{ps} = 159,000 + \frac{4,000}{300 \times 0.0013} + 10,000 = 179,256 \text{ psi} (1,236 \text{ MPa})$$

$$F_{ps} = \frac{179,256 \times 0.153 \times 11}{20} = 15,084 \text{ lb/ft}$$

$$F_s = 60,000 \times A_s / \text{ft} = 60,000 \times 0.06 = 3,600 \text{ lb/ft}$$

កម្លាំងសរុប $F / \text{ft} = F_{ps} + F_s = 15,084 + 3,600 = 18,684 \text{ lb/ft}$ ហើយយើងក៏មាន

$$\begin{aligned} \text{កម្លាំងប្លង់កង់ក្នុងត្រីកោណ} \quad a &= \frac{A_s f_y + A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} \\ &= \frac{18,684}{0.84 \times 4,000 \times 12} = 0.46 \text{ in.} (11.7 \text{ mm}) \end{aligned}$$

គេត្រូវដាក់ tendon និង bar លើនិរ្និទ្ធជូចគ្នា $d = 6.5 - 1 = 5.5 \text{ in.}$ ។ ហើយ $M_n = (A_s f_y + A_{ps} f_{ps})(d - a/2)$

ម៉ូម៉ង់ដែលអាចកើតមាន $-M_n = 18,684 \times (5.5 - 0.46 / 2) = 98,465 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} (36.5 \text{ MPa})$ ហើយម៉ូម៉ង់តម្រូវការ $M_n = 77,050 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} < 98,465 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$ ។ ដូចនេះ វាមិនត្រូវការរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់បន្ថែមទេ ។

ក្នុងករណីនេះគេមិនត្រូវការការបែងចែកម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមាន inelastic ឡើងវិញទេ ដោយសារដែកម៉ូម៉ង់វិជ្ជមានដែលអាចកើតមានគ្រប់គ្រាន់ ។ ប្រសិនបើគេចង់អនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ, ពីរបទី ៤.៤៦:

$$\varepsilon_t = 0.003 \left(\frac{d_t}{c} - 1 \right) = 0.003 \left(\frac{5.5}{0.46 / 0.85} - 1 \right) = 0.027 \text{ in.} / \text{in.} > 0.0075 \text{ in.} / \text{in.} \quad \text{O.K.}$$

គេអនុវត្តការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញពីទម្រង់ទៅកណ្តាលល្វែង តម្លៃការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញអតិបរមា

$$= 1000 \varepsilon_t \leq 20\% \quad \text{។}$$

មេគុណបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញជាក់ស្តែង $= 1000 \times 0.027 = 27\%$ ធំជាងតម្លៃអនុញ្ញាតអតិបរមា ។

អនុវត្តមេគុណបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ 15% ទៅលើម៉ូម៉ង់កណ្តាលល្វែងវិជ្ជមាន ។

$$\text{ដូចនេះ} \quad +M_n = 1.15 \times 84,977 = 97,724 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$$

គេធានាការកាត់បន្ថយក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកពង្រឹងធម្មតាសម្រាប់ម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមាន ក្នុងករណីដែលបរិមាណដែកអប្បបរមាគ្រប់គ្រាន់ ។

2. មុខកាត់កណ្តាលល្វែងនៅត្រង់ល្វែង BC

ពីលើកមុន $F_{ps} = A_{ps} f_{ps} = 15,084 \text{ lb} / \text{ft}$ ហើយ

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{15,084}{0.85 \times 4,000 \times 12} = 0.37 \text{ in.}$$

$$\text{ដូចនេះ} \quad \text{ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន} \quad -M_n = A_{ps} f_{ps} (d - a / 2) = 15,084 (5.5 - 0.37 / 2) = 80,171 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$$

ហើយម៉ូម៉ង់តម្រូវការ $M_n = 97,724 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} > 80,171 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$ ដូចនេះវាមិនគ្រប់គ្រាន់ ។ ដូចនេះ

បន្ថែម 6#4 ត្រង់កណ្តាលល្វែងលើទទឹង 20 ft ដើម្បីទទួលបាន

$$A_s = 6 \times 0.20 = 1.20 \text{ in.}^2$$

$$A_s f_y = \frac{1.20 \times 60,000}{20} = 3,600 \text{ lb} / \text{ft}$$

$$a = \frac{(15,084 + 3,600)}{0.85 \times 4,000 \times 12} = 0.46 \text{ in.}$$

$$\begin{aligned} \text{រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន} \quad +M_n &= (A_s f_y + A_{ps} f_{ps}) \left(d - \frac{a}{2} \right) \\ &= (15,084 + 3,600) \left(5.5 - \frac{0.46}{2} \right) = 98,465 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} \\ &> +M_n \text{ តម្រូវការ} = 97,724 \text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ការសង្ខេបសរសៃដែក

ក្រោយការបែងចែកម៉ូម៉ង់ឡើងវិញ ប្រើដែកធម្មតាមិនរងប្រែក្នុងត្រាំង #4 (អង្កត់ផ្ចិត $12.7mm$) ចំនួន 6 ដើមនៅសរសៃខាងក្រោមត្រង់កណ្តាលល្វែងបន្ថែមពីលើ tendon ប្រែក្នុងត្រាំងជាប់លើកំណាត់ 20 ft ។ ហើយប្រើដែកធម្មតាមិនរងប្រែក្នុងត្រាំង 6#4 នៅសរសៃខាងលើនៅត្រង់ទម្រ ដោយដាក់ចេញពីអ័ក្សរបស់សសរជាមួយនឹងគំលាត 6 in. ដោយគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស (ដែកអង្កត់ផ្ចិត $12.7mm$ ចំនួន 6 ដើមជាមួយនឹងគំលាត $152mm$ ពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស) ជាបរិមាណដែកអប្បបរមាដែលត្រូវផ្ទៀងផ្ទាត់សម្រាប់ការផ្ទេរ shear-moment ។

មុខកាត់កណ្តាលល្វែងរបស់ល្វែង AB និង CD គួរមានតម្លៃធំជាងរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal វិជ្ជមាន ដើម្បីទប់ទល់នឹងម៉ូម៉ង់មេគុណវិជ្ជមាន ។ រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal អវិជ្ជមានរបស់មុខកាត់ត្រង់ទម្រខាងក្រៅ A និង D ត្រូវបានគ្រប់គ្រងដោយ moment-shear transfer stress ។

3. Banding the reinforcement នៅត្រង់តំបន់សសរ

កាបប្រែក្នុងត្រាំងអង្កត់ផ្ចិត $\frac{1}{2}\text{ in.}$ ចំនួន 11 ហើយទទឹងរបស់ចំរៀកលើសសរ $= 2(\frac{1}{4} \times 20 \times 12) = 120\text{ in.}$ ។ សន្មតថា ដែកប្រែក្នុងត្រាំង 70% ត្រូវបានប្រមូលផ្តុំនៅត្រង់ចំរៀកលើសសរ ។ នោះចំនួនកាបប្រែក្នុងត្រាំង $= 0.7 \times 11 = 7.7$ ។ ដូចនេះ កាបប្រែក្នុងត្រាំងចំនួន 7 ត្រូវបានដាក់នៅលើចំរៀកសសរ ដែលក្នុងនោះកាបប្រែក្នុងត្រាំង 3 ត្រូវកាត់តាមមុខកាត់សសរ ។

នៅលើចំរៀកកណ្តាលល្វែងមានកាបប្រែក្នុងត្រាំង $11 - 4 = 7$ ។ គេអាចសន្មតភាគរយបែងចែកម៉ូម៉ង់ចន្លោះចំរៀកលើសសរ និងចំរៀកកណ្តាលដោយតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលដូចខាងក្រោម៖

$$\text{មេគុណម៉ូម៉ង់ចំរៀកលើសសរ} = 7/11 = 0.64$$

$$\text{មេគុណម៉ូម៉ង់ចំរៀកកណ្តាល} = 0.36$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់សរុបអតិបរមា} + M \text{ ត្រង់ផ្នែកសសរ } B = 33,880\text{ in.} - \text{lb} / \text{ft} \quad (\text{មើលតារាង ៩.២})$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់សរុបអតិបរមា} + M \text{ ត្រង់កណ្តាលល្វែង } 21,784\text{ in.} - \text{lb} / \text{ft}$$

ដូចនេះ បែងចែក tendon ប្រែក្នុងត្រាំងចន្លោះចំរៀកលើសសរ និងចំរៀកកណ្តាលល្វែងដូចការបង្ហាញខាងក្រោម៖

IV. Nominal Shear Strength

1. សសរខាងក្រៅ A និង D

(a) រូបរាងធរណីមាត្រ និងបន្ទុកខាងក្រៅ

ពីលើកមុន យើងមាន $V_{AB} = 1231.1\text{ lb} / \text{ft}$ ហើយកម្លាំងកាត់ទទឹងសរុបគឺ $V_B = 1231.1 \times 20 = 24,622\text{ lb}$ ។ សន្មតជញ្ជាំងខាងក្រៅ និងកញ្ចក់មានទម្ងន់មធ្យម 500 plf :

$$\text{កម្លាំងកាត់ដែលកើតពីបន្ទុកជញ្ជាំង} V_u = 1.2 \times 500 \times 20 = 12,000\text{ lb}$$

$$\text{កម្លាំងកាត់ដែលកើតពីកម្រាលខណ្ឌ} V_u = 24,622\text{ lb}$$

$$\text{កម្លាំងកាត់មេគុណសរុប} V_{uA} = 36,622\text{ lb} (162.9\text{ kN})$$

មុខកាត់កម្លាំងកាត់គ្រោះថ្នាក់ត្រូវបានគិតនៅត្រង់ $d/2$ ពីផ្ទៃរបស់សសរ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.២០ ។

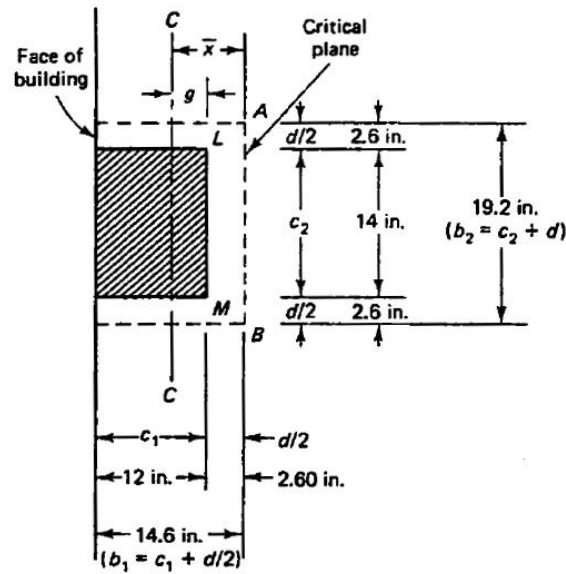


Figure 9.20 Critical planes for shear moment transfer in end column of Example 9.2 (line A, Figure 9.17).

យើងមាន

$$d = 6.5 - 1.0 = 5.5 \text{ in.}$$

$$\text{តម្លៃអតិបរមា } d_p = d_v = 0.8h = 0.8 \times 6.5 = 5.2 \text{ in. (132 mm)}$$

$$c_1 = 12 \text{ in.}$$

$$c_2 = 14 \text{ in.}$$

$$b_1 = c_1 + \frac{d}{2} = 12 + \frac{5.2}{2} = 14.6 \text{ in.}$$

$$b_2 = c_2 + d = 14 + 5.2 = 19.2 \text{ in.}$$

$$A_c = b_o d = 5.2(2 \times 14.6 + 19.2) = 252 \text{ in.}^2$$

ពីរូបយើងបាន
$$d(2c_1 + c_2 + 2d)\bar{x} = d\left(c_1 + \frac{d}{2}\right)^2$$

ឬ
$$5.2(2 \times 12 + 14 + 2 \times 5.2)\bar{x} = 5.2(14.6)^2$$

$$\bar{x} = c_{AB} = 4.40 \text{ in.}$$

$$g = \bar{x} - \frac{d}{2} = 4.4 - \frac{5.2}{2} = 1.8 \text{ in.}$$

ម្យ៉ាងវិញទៀត
$$c_{AB} = \frac{b_1^2 d}{A_c} = \frac{(14.6)^2 \times 5.2}{252} = 4.4$$

$$c_{CD} = b_1 - c_{AB} = 14.6 - 4.4 = 10.2 \text{ in.}$$

ពីលក្ខណៈធរណីមាត្ររបស់សសរខាងក្រៅដែលបង្ហាញក្នុងរូបទី ៩.២០ និងពីសមីការ 9.28 និង 9.29

$$\gamma_v = 1 - \frac{1}{1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{b_1}{b_2}}} = 1 - \frac{1}{1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{14.6}{19.2}}} \\ = 1 - 0.63 = 0.37$$

ដោយប្រើ d_v សម្រាប់ d , នោះម៉ូម៉ង់និចលភាពប៉ូលែរគឺ

$$J_c = \frac{\left(c_1 + \frac{d}{2}\right)d^3}{6} + \frac{2d}{3}(c_{AB}^3 + c_{CD}^3) + (c_2 + d)(d)(c_{AB})^2 \\ = \frac{14.6(5.2)^3}{6} + \frac{2 \times 5.2}{3}(4.4^3 + 10.2^3) - 19.2 \times 5.2(4.4)^2 \\ = 342 + 3,974 + 1,933 = 6,249 in.^4$$

ពីលើកមុន ម៉ូម៉ង់ឯកត្តា $-M_u = 6,640 in.-lb / ft$ នៅត្រង់ column centerline ។ ដូចនេះ bay moment សរុបនៅត្រង់ column centerline គឺ $-M_c = 6,648 \times 20 = 132,960 in.-lb$ ។ សន្មតថាកម្លាំងកាត់ផ្តុំប V_u មានអំពើត្រង់ផ្ទៃរបស់សសរសម្រាប់ shear-moment transfer ។ កម្លាំងកាត់-ម៉ូម៉ង់ដែលផ្ទេរដោយចំណាក ផ្ចិតគឺ $V_u g = -24,644 \times 1.8 = 44,320 in.-lb$, ម៉ូម៉ង់ខាងក្រៅមេគុណ $M_{ue} = 132,960 + 44,320 = 177,280 in.-lb / ft$ ហើយស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹងតម្រូវការសរុប $M_n = M_{ue} / \phi = 177,280 / 0.9 = 196,978 in.-lb$ ។

(b) Shear-moment transfer

ចំណែកនៃស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលត្រូវផ្ទេរដោយកម្លាំងកាត់គឺ $\gamma_v M_n = 0.37 \times 196,978 = 72,882 in.-lb$ ។ ពីសមីការ 9.30a, ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់បរិមាត្រ (perimeter shear), ឥទ្ធិពលរបស់ $\gamma_v M_n$ និងទម្ងន់របស់ជញ្ជាំងគឺ

$$v_n = \frac{V_u}{\phi A_c} + \frac{\gamma_v c_{AB} M_n}{J_c} \\ = \frac{36,622}{0.75 \times 252} + \frac{0.37 \times 4.4 \times 196,978}{6,249} \\ = 193.8 + 51.2 = 245 psi$$

ពីផ្នែកបន្ទុកលំនឹងនៃដំណោះស្រាយ ក្នុងត្រាំងសង្កត់មធ្យមនៅក្នុងបេតុងត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់មុខកាត់ដែល បណ្តាលពីកម្លាំងអនុវត្តខាងក្រៅ P_e គឺ $f_c = P_e / A_c = 172 psi$ ។

ពីសមីការ 9.24 និង 9.25 ដោយមិនគិតពីឥទ្ធិពលរបស់បង្កកម្លាំងប្រេកុងត្រាំងបញ្ឈរ V_p ស៊ីស្តង់ កម្លាំងកាត់អនុញ្ញាតអតិបរមាក្លាយជា

$$v_c = \beta_p \sqrt{f'_c} + 0.3 \bar{f}_c$$

ដែល មេគុណ β_p ជាតម្លៃតូចជាងគេនៃ $(\alpha_s d / b_o + 1.5)$ និង 3.5 ហើយ $\alpha_s = 3.0$ សម្រាប់ចុងសសរ ។

ពីរបទី ៩.២០, $b_o = 2 \times 14.6 + 19.2 = 48.2in.$ ហើយ

$$\frac{\alpha_s d}{b_o} + 1.5 = \frac{30 \times 5.5}{48.2} + 1.5 = 4.92 > 3.5$$

ដូចនេះ ប្រើ $\beta_p = 3.5$

$$\begin{aligned} \text{កុងត្រាំងកាត់អនុញ្ញាតអតិបរមា } v_c &= 3.5\sqrt{4,000} + 0.3 \times 172 \\ &= 221 + 52 = 273psi > v_u \text{ ជាក់ស្តែង } = 245psi \text{ O.K.} \end{aligned}$$

ប្រសិនបើគេគិត V_p បញ្ចូលក្នុងការគណនា នោះ v_c អនុញ្ញាតអតិបរមាត្រូវមានតម្លៃធំជាង 273psi ។

(c) Flexure moment transfer

ចំណែកនៃរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលត្រូវផ្ទេរដោយ flexure គឺ $M_n = 0.63 \times 196,978 =$

$124,096in.-lb$ ។ ពីសមីការ 9.20 ក្រឡាផ្ទៃដែកអប្បបរមា $A_{s,min} = 0.00075hl =$

$0.00075 \times 6.5 \times 17.5 \times 12 = 1.02in.^2$ ។ ដូចនេះ ប្រើ 6#4×6 ft ដែលរួមបញ្ចូលទាំង standard

hook, ក្រឡាផ្ទៃដែកដែលធ្វើការដល់ yielding $A_s = 6 \times 0.2 = 1.2in.^2$ ។ កុងត្រាំងនៅក្នុងដែកប្រែ

កុងត្រាំងត្រូវបានកំណត់ដោយសមីការ 9.23 ដោយសន្មត់ឱ្យដែកប្រែកុងត្រាំងបីដើមកាត់តាមមុខ

កាត់សសរនៅត្រង់ទម្រង់កណ្តាលត្រង់ $e = 0$ ។ យើងមាន $d_p = 6.5/2 = 3.25in.$

ហើយទទឹងប្រសិទ្ធភាព $b = c_2 + 2(1.5 \times h) = 14 + 2(1.5 \times 6.5) = 33.5in.$ ។ ហើយ

$$\rho_p = \frac{A_{ps}}{bd_p} = \frac{3 \times 0.153}{33.5 \times 3.25} = 0.0042$$

$$\begin{aligned} f_{ps} &= f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \\ &= 159,000 + 10,000 + \frac{4,000}{300 \times 0.0042} \end{aligned}$$

$$= 172,174psi$$

$$A_{ps} = 3 \times 0.153 = 0.459in.$$

$$a = \frac{A_s f_y + A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{1.20 \times 60,000 + 0.459 \times 172,174}{0.85 \times 4,000 \times 33.5}$$

$$= 1.33in.$$

$$\begin{aligned} \text{រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាននៅតំបន់សសរ } M_n &= A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) + A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) \\ &= 1.2 \times 60,000 \left(5.5 - \frac{1.33}{2} \right) + 0.459 \times 172,101 \left(3.25 - \frac{1.33}{2} \right) \end{aligned}$$

$$= 347,400 + 203,410 = 550,810 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$>> \gamma_f M_n = 124,096 \text{ in.} - \text{lb}$$

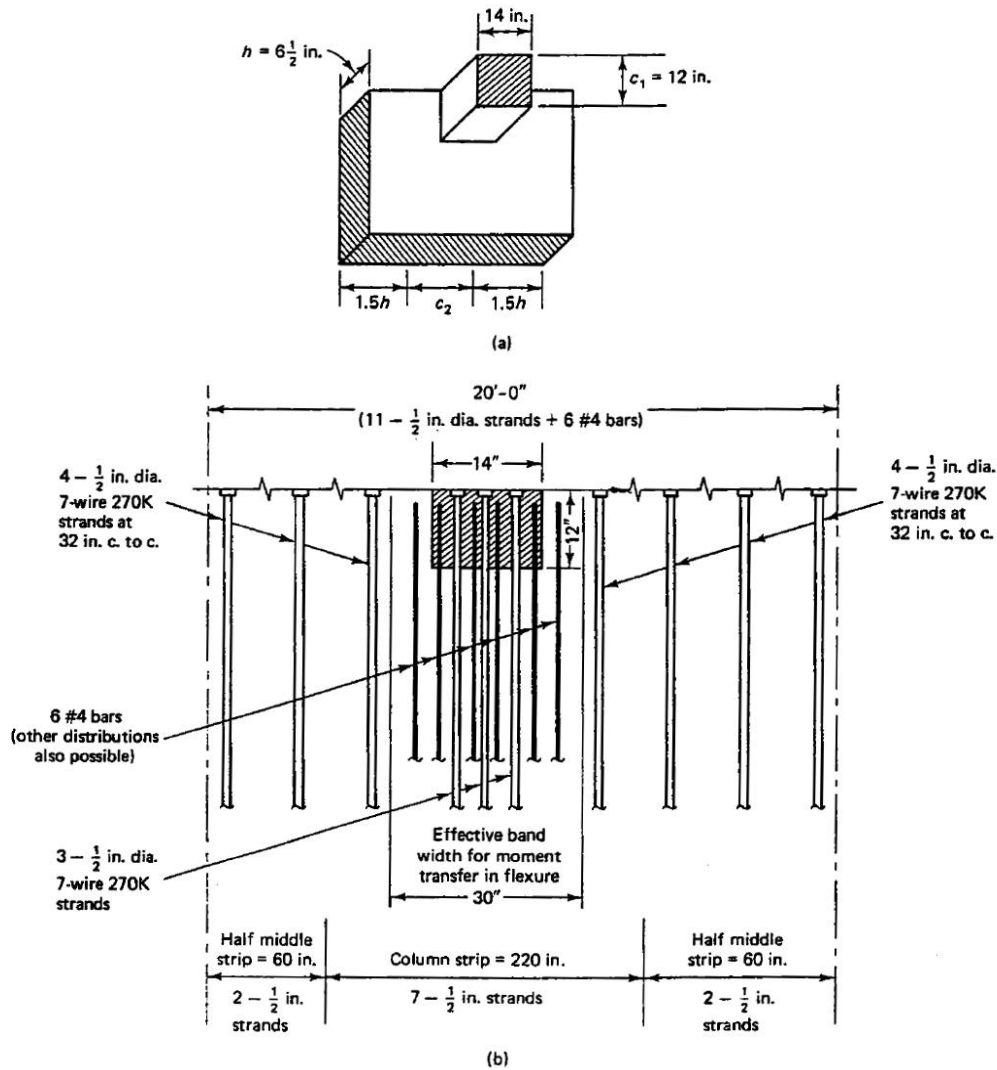


Figure 9.21 Shear-moment transfer zone and reinforcement distribution in Example 9.2. (a) Column zone band (33.5 in. wide). (b) Reinforcement distribution plan.

ដូចនេះ រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលអាចកើតមានមានតម្លៃធំជាងម៉ូម៉ង់ដែលនឹងត្រូវផ្ទេរដោយ flexure ។ រូបទី ៩.២១ បង្ហាញពីគំរូមួយសម្រាប់ banding ក្នុងការដាក់ដែកប្រកុងត្រាំង និងដែកធម្មតាសម្រាប់ shear-moment transfer ត្រង់តំបន់សរខាងក្រៅ ។

2. សរសរខាងក្នុង B និង C

(a) រាងធរណីមាត្រ និងបន្ទុកខាងក្រៅ

ពីលើកម្មន, $V_{BA} + V_{BC} = 1996.9 + 2232 \cong 4229 \text{ plf}$ ។ កម្លាំងកាត់សរុបគឺ $V_{uB} = 4229 \times 20 = 84,578 \text{ lb} (376 \text{ kN})$ ហើយ $c_1 = 20 \text{ in.}$, $c_2 = 14 \text{ in.}$ និង $d = 6.5 - 1 = 5.5 \text{ in.}$

សន្មតថា $d_v = 0.8h \cong 5.2 \text{ in.}$, គណនា $g = \frac{1}{2}c_1 = 20/2 = 10 \text{ in.}$

$$b_1 = c_1 + d = 20 + 5.2 = 25.2 \text{ in.}$$

$$b_2 = c_2 + d = 14 + 5.2 = 19.2 \text{ in.}$$

$$A_c = b_o d = 2(25.2 \times 5.2 + 19.2 \times 5.2) = 462 \text{ in.}^2$$

ដោយប្រើ d_v សម្រាប់ d , ម៉ូម៉ង់និចលភាពប្ល័ង្កនៃរតី

$$\begin{aligned} J_c &= \frac{d(c_1 + d)^3}{6} + \frac{d^3(c_1 + d)}{6} + \frac{d(c_2 + d)(c_1 + d)^2}{2} \\ &= \frac{5.2(25.2)^3}{6} + \frac{(5.2)^3(25.2)}{6} + \frac{5.2(19.2)(25.2)^2}{2} \\ &= 46,161 \text{ in.}^4 \end{aligned}$$

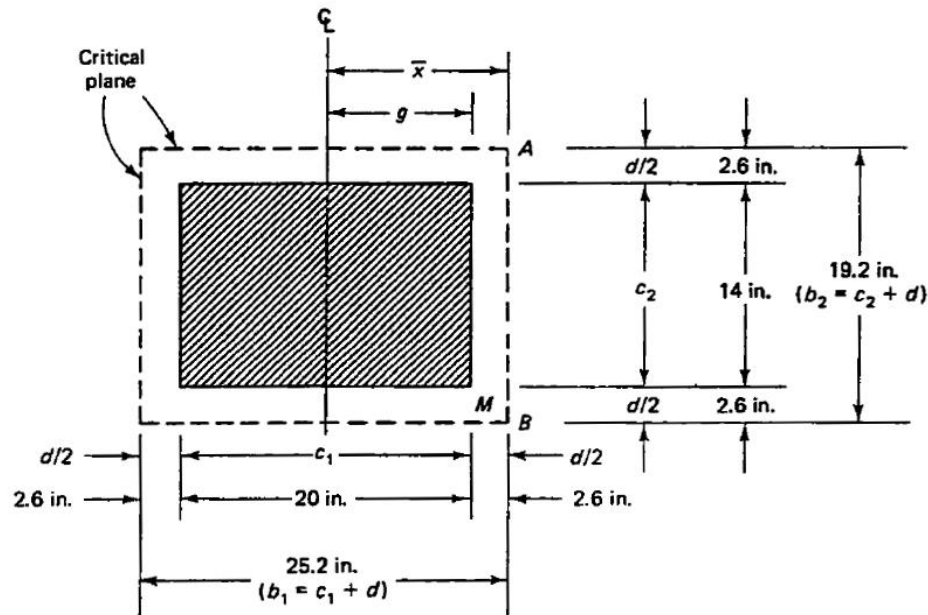


Figure 9.22 Critical plane for shear transfer in interior column of Example 9.2 (line B or C, Figure 9.17).

រូបទី ៩.២២ បង្ហាញលក្ខណៈធរណីមាត្ររបស់សរសរខាងក្នុង:

$$\gamma_v = 1 - \frac{1}{1 + \frac{2}{3}\sqrt{25.2/19.2}} = 0.433$$

$$\gamma_f = 1 - 0.433 = 0.567$$

ម៉ូម៉ង់ $M_{ue} = M_e$ សម្រាប់សសរខាងក្នុងនីមួយៗ ហើយ net unit moment $M_e = 80,236 - 77,050 = 3,186 \text{ in.} - \text{lb}$ ។ ម៉ូម៉ង់ដែលបានពីកម្លាំងកាត់គ្មានលំនឹង (unbalanced shear moment) គឺស្មើនឹង $V_u \times g = 10(2,232 - 1,996.9) = 2,351 \text{ in.} - \text{lb}$ ។ ចុងក្រោយ ម៉ូម៉ង់សរុបគឺ

$$M_{ue} = 3186 \times 20 + 2351 = 66,071 \text{ in.} - \text{lb}$$

ហើយស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹងតម្រូវការគឺ

$$M_n = M_{ue} / \phi = 66,071 / 0.9 = 73,412 \text{ in.} - \text{lb}$$

(b) Shear-moment transfer

ចំណែកស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលត្រូវផ្ទេរដោយកម្លាំងកាត់គឺ

$$\gamma_v M_n = 0.433 \times 73,412 = 31,787 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\text{ហើយ } c_{AB} = \frac{1}{2}(c_1 + d) = \frac{1}{2}b_1 = 25.2 / 2 = 12.6 \text{ in.}$$

ពីសមីការ 9.30a, ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់បរិមាត្រ (perimeter shear)

និងឥទ្ធិពលរបស់ M_n គឺ

$$\begin{aligned} v_n &= \frac{V_u}{\phi A_c} + \frac{\gamma_v c_{AB} M_n}{J_c} \\ &= \frac{84,578}{0.75 \times 462} + \frac{0.433 \times 73,412 \times 12.6}{46,161} = 244.0 + 8.68 = 253 \text{ psi} (1.73 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

$$< v_c \text{ អនុញ្ញាត} = 273 \text{ psi} , \quad \text{O.K.}$$

(c) Flexure moment transfer

ចំណែកនៃស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលត្រូវផ្ទេរដោយ flexure គឺ $\gamma_f M_n = 0.567 \times 73,412 = 41,625 \text{ in.} - \text{lb}$ ហើយ $b = c_2 + 2(1.5 \times h) = 14 + 2(1.5 \times 6.5) = 33 \text{ in.}$ ដូចគ្នាសម្រាប់សសរខាងក្រៅ A ។ ដូចករណីសសរខាងក្រៅ សន្មតថាកាបប្រែក្នុងត្រាំងបីកាត់តាមសសរខាងក្នុង B និង C ។ យើងមាន

$$d_p = 6.5 - 1 = 5.5$$

$$\rho_p = \frac{A_{ps}}{bd_p} = \frac{3 \times 0.153}{33.5 \times 5.5} = 0.0025$$

$$\begin{aligned} f_{ps} &= f_{pe} + 10,000 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \\ &= 159,000 + 10,000 + \frac{4,000}{300 \times 0.0025} = 174,333 \text{ psi} \end{aligned}$$

ដែលមានតម្លៃក្បែរនឹងតម្លៃ f_{ps} សម្រាប់សសរ A ។ ដូចនេះ ប្រើ 6#4 × 12 ft ជាបរិមាណដែកអប្បបរមាដូចសសរខាងក្រៅ $a \cong 1.48 \text{ in.}$ ហើយស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចកើតមាន (available moment capacity) នៅក្នុងសសរគឺ

$$\begin{aligned}
 M_n &= 1.2 \times 60,000(5.5 - 1.33/2) + 0.459 \times 174,333(5.5 - 1.33/2) \\
 &= 348,120 + 386,891 = 735,011 \text{ in.} - \text{lb} \\
 &>> M_n \text{ តម្រូវការ} = 73,412 \text{ in.} - \text{lb} \text{ ដូចនេះវាគ្រប់គ្រាន់}
 \end{aligned}$$

រូបទី ៩.២៣ បង្ហាញពី schematic layout របស់ដែកពង្រឹងនៅក្នុង flat plate ជាប់ ។ កាបប្រែក្នុង ត្រាំងអង្កត់ផ្ចិត 1/2 in. ចំនួនបីក្នុងទិសនីមួយៗត្រូវកាត់តាមបរិវេណកម្លាំងកាត់គ្រោះថ្នាក់របស់សសរ ។ ជាការ ពិតគេត្រូវត្រួតពិនិត្យតម្រូវការ serviceability សម្រាប់ភាពជាប់ ដូចនៅក្នុងផ្នែក ៩.១៣ ។

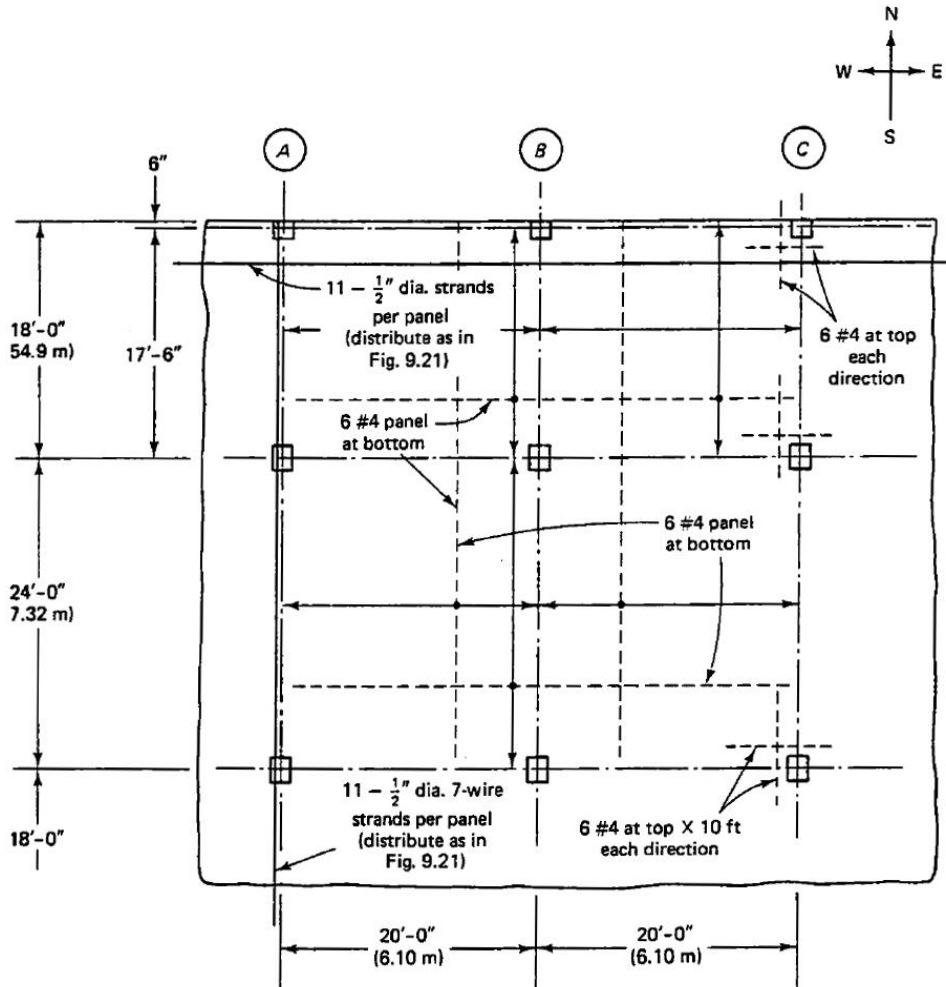


Figure 9.23 Schematic reinforcement distribution, partial floor plan for Example 9.2.

ពីការសិក្សាវិភាគ យើងទទួលបានការសិក្សាគណនា ហើយប្រើគំរូនៃការដាក់ដែកពង្រឹងដូចគ្នាសម្រាប់ ទិសទាំងពីរ N-S និង E-W របស់ប្រព័ន្ធកម្រាល ដោយសារទំហំរបស់កម្រាលខណ្ឌទាំងពីរទិសស្មើគ្នា ។

គេចាំបាច់ត្រូវចំណាំថាការចូលរួមរបស់កាបប្រែក្នុងត្រាំងទៅក្នុងរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចកើតមានរបស់ក្រមាឡត្រង់តំបន់សសរមានន័យតែក្នុងករណីគេដាក់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំងត្រង់កាត់តាមសសរ ដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ៩.២១ ។ ក្នុងការសិក្សាគណនាជាច្រើន ដៃកប្រែក្នុងត្រាំងត្រង់បានគេដាក់ឱ្យងាកចេញពីអ័ក្សរបស់សសរដោយជំរាលតិច តួច ដូចនេះមានតែដៃកពង្រឹងធម្មតាប៉ុណ្ណោះដែលបង្កើតរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដើម្បីទប់ទល់នឹងម៉ូម៉ង់គ្មានលំនឹង ។ ទោះបី ក្នុងករណីបែបនេះក៏ដោយក៏រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចកើតមានដែលបានពីដៃកពង្រឹងធម្មតាដែលប្រមូលផ្តុំតាមរយៈមុខកាត់សសរនៅតែមានតម្លៃធំជាងម៉ូម៉ង់តម្រូវការ ដូចការគណនាដែលបង្ហាញក្នុងឧទាហរណ៍នេះស្រាប់ ។

៩.១២. វិធីដោយផ្ទាល់ក្នុងការគណនាភាពងាប់

Direct Method of Deflection Evaluation

៩.១២.១. វិធីគ្រោងសមមូល

The Equivalent Frame Approach

ដូចគ្នានឹងវិធីគ្រោងសមមូលសម្រាប់ flexural analysis ដែលរៀបរាប់យ៉ាងលម្អិតនៅក្នុងផ្នែកលើកមុន គេចែកគ្រឿងបង្កជាគ្រោងជាប់ដែលស្ថិតតាមអ័ក្សរបស់សសរក្នុងទិសកែងទាំងពីរ ។ គ្រោងនីមួយៗផ្ទុកឡើងដោយសសរមួយជួរ និង band របស់កម្រាលដីធំដែលនៅចន្លោះ panel centerline រួមជាមួយនឹងផ្ទុកតាមបណ្តោយអ័ក្សសសរ ។

តាមតម្រូវការរបស់ស្ថាទិច គេត្រូវគិតបញ្ចូលបន្ទុកអនុវត្តនៅក្នុងទិសកែងនីមួយៗ ។ ដើម្បីគិតបញ្ចូល torsional deformation របស់ផ្ទៃ គេត្រូវប្រើសសរសមមូលដែល flexibility របស់វាជាផលបូកនៃ flexibility របស់សសរជាក់ស្តែងជាមួយនឹង torsional flexibility របស់ផ្ទៃទទឹង (transverse beam) ឬចំរៀងកម្រាលខណ្ឌ (stiffness ជាចំរាស់នៃ flexibility) ។

$$\frac{1}{K_{ec}} = \frac{1}{\sum K_c} + \frac{1}{K_t} \quad (9.33)$$

ដែល K_{ec} = flexural stiffness របស់សសរសមមូល, ម៉ូម៉ង់ពត់ក្នុងមួយឯកតាម៉ូរង្វិល ។

$\sum K_c$ = ផលបូកភាពរឹងក្រាញ់ទប់ការពត់ (flexural stiffness) របស់សសរខាងលើ និងសសរខាងក្រោម, ម៉ូម៉ង់ពត់ក្នុងមួយឯកតាម៉ូរង្វិល ។

K_t = ភាពរឹងក្រាញ់ទប់ការរមួល (torsional stiffness) របស់ផ្ទៃទទឹង (transverse beam)

ឬចំរៀងកម្រាលខណ្ឌ, ម៉ូម៉ង់រមួលក្នុងមួយឯកតាម៉ូរង្វិល ។

ដូចនេះ គេត្រូវស្គាល់តម្លៃរបស់ K_{ec} ដើម្បីគណនាភាពងាប់ដោយវិធីសាស្ត្រនេះ ។

គេគិតថាចំរៀងកម្រាលខណ្ឌ-ផ្ទៃមិនត្រូវបានទ្រដោយសសរទេ ប៉ុន្តែចំរៀងកម្រាលខណ្ឌ-ផ្ទៃទទឹងស្ថិតនៅលើអ័ក្សសសរ ។ រូបទី ៩.២៤ (a) បង្ហាញពីចំណុចនេះ ។

គេគិតកំហូចទ្រង់ទ្រាយរបស់គំរូកម្រាលខណ្ឌក្នុងមួយទិសម្តងៗ ដូចនេះ គេធ្វើផលបូកភាពជាបីតាមទិសនីមួយៗ (ទិស x និងទិស y) ដើម្បីទទួលបានភាពជាបីសរុបគ្រប់ចំណុចទាំងអស់នៅលើកម្រាលខណ្ឌ ឬ plate ។

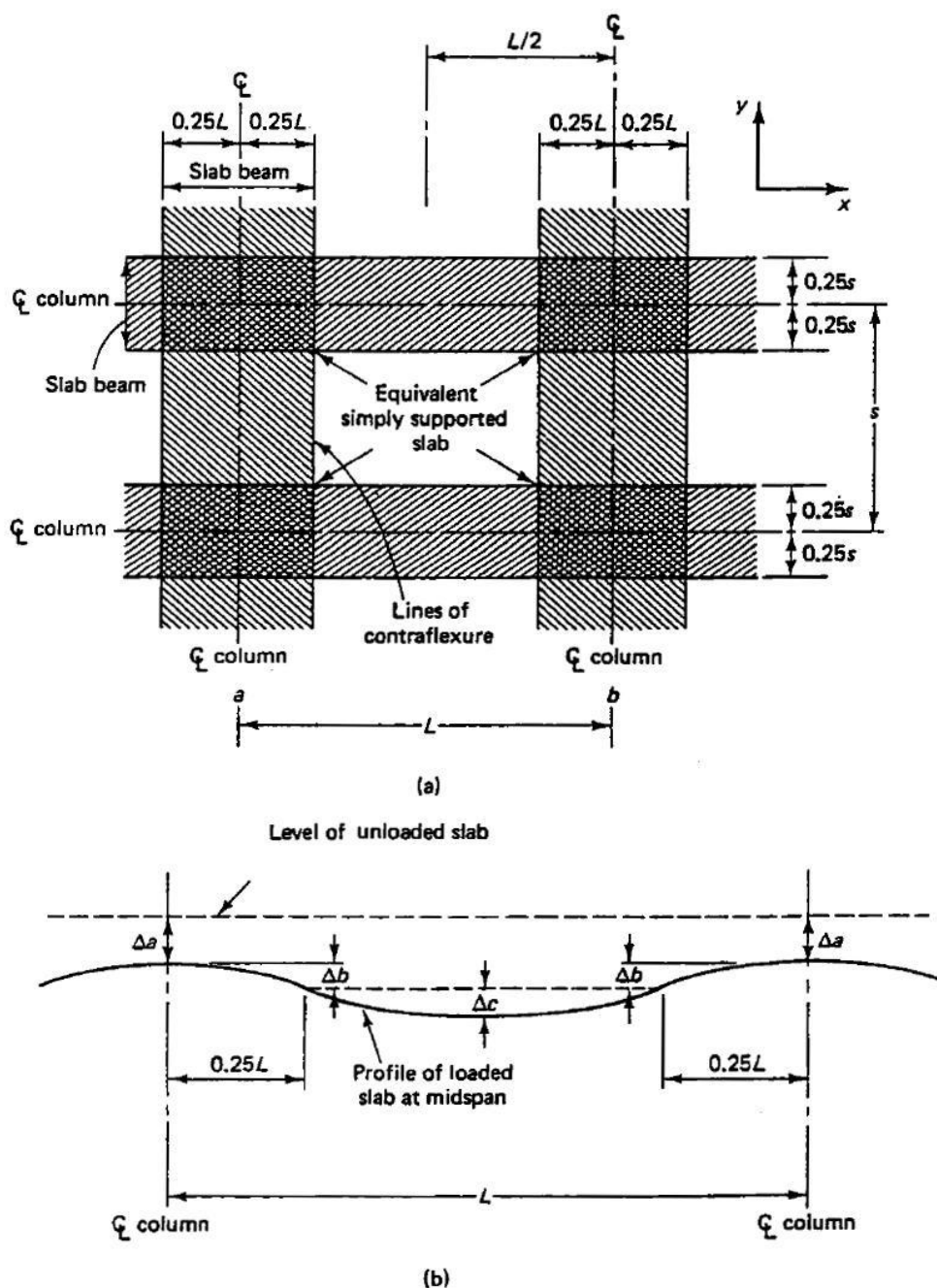


Figure 9.24 Equivalent frame method for deflection analysis. (a) Plate panel transferred into equivalent frames. (b) Profile of deflected shape at centerline. (c) Deflected shape of panel.

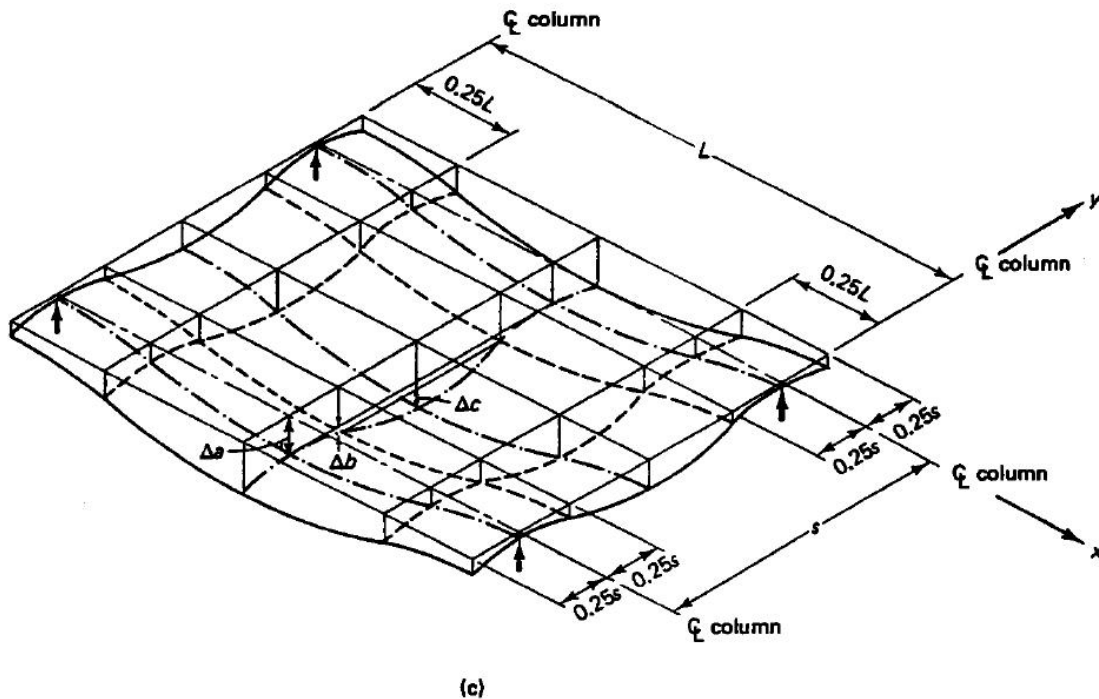


Figure 9.24 Continued

ដំបូង គេត្រូវគណនាភាពងាប់ដែលបណ្តាលពីការពត់បង្គោលក្នុងទិស x (រូបទី ៩.២៤ (b)) ។ បន្ទាប់មក គេត្រូវរកភាពងាប់ដែលបណ្តាលពីការពត់បង្គោលក្នុងទិស y ។ គេអាចទទួលបានភាពងាប់កណ្តាលកម្រាលខណ្ឌ (midpanel) ជាផលបូកនៃភាពងាប់កណ្តាលល្វែង (senter-span) របស់ចំរៀកលើសសរក្នុងទិសមួយជាមួយនឹង ភាពងាប់កណ្តាលល្វែងរបស់ចំរៀកកណ្តាលល្វែងក្នុងទិសដេក (រូបទី ៩.២៤ (c)) ។

៩.១២.២. ភាពងាប់ចំរៀកលើសសរ និងភាពងាប់ចំរៀកកណ្តាលល្វែង

The Equivalent Frame Approach

គេអាចគិតភាពងាប់របស់កម្រាលនីមួយៗពីផលបូកនៃធាតុផ្សំបីគឺ៖

1. ភាពងាប់កណ្តាលល្វែងគោលរបស់កម្រាលខណ្ឌ ដោយសន្មត់ចុងទាំងពីរបង្កប់គឺ

$$\delta' = \frac{wl^4}{384E_c I_{frame}} \quad (9.34)$$

ភាពងាប់នេះត្រូវសមាមាត្រទៅនឹងភាពងាប់ δ_c របស់ចំរៀកលើសសរ និងភាពងាប់ δ_s របស់ចំរៀក កណ្តាលល្វែង ដែល

$$\delta_c = \delta' \frac{M_{col,strip}}{M_{frame}} \frac{E_c}{E_c} \frac{I_{cs}}{I_c} \quad (9.35a)$$

$$\text{និង } \delta_s = \delta' \frac{M_{slab, strip}}{M_{frame}} \frac{E_c}{E_c} \frac{I_{cs}}{I_s} \quad (9.35b)$$

ដែល I_{cs} ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់គ្រោងសរុប, I_c ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់ចំរៀកលើសសរ និង I_s ជាម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់ចំរៀកកណ្តាលល្វែង ។

2. ភាពងាប់ត្រង់កណ្តាល (center deflection) $\delta''_{\theta L} = \frac{1}{8} \theta L$ បណ្តាលពីមុំរង្វិលត្រង់ចុងខាងឆ្វេង ខណៈដែលគេគិតថាចុងខាងស្តាំត្រូវបានបង្កប់ (fixed) ដែល θL ជា M_{net} / K_{ec} ខាងឆ្វេង ហើយ K_{ec} ជា flexural stiffness របស់សសរសមមូល (ម៉ូម៉ង់ក្នុងមួយឯកតាមុំរង្វិល) ។

3. ភាពងាប់ត្រង់កណ្តាល (center deflection) $\delta''_{\theta R} = \frac{1}{8} \theta L$ បណ្តាលពីមុំរង្វិលត្រង់ចុងខាងស្តាំ ខណៈដែលគេគិតថាចុងខាងឆ្វេងត្រូវបានបង្កប់ (fixed) ដែល θL ជា M_{net} / K_{ec} ខាងស្តាំ ។ ដូចនេះ

$$\delta_{cx} \text{ ឬ } \delta_{cy} = \delta_c + \delta''_{\theta L} + \delta''_{\theta R} \quad (9.36a)$$

$$\delta_{sx} \text{ ឬ } \delta_{sy} = \delta_s + \delta''_{\theta L} + \delta''_{\theta R} \quad (9.36a)$$

ក្នុងសមីការ 9.36a និង 9.36b ប្រើតម្លៃ δ_c , $\delta''_{\theta L}$ និង $\delta''_{\theta R}$ ដែលត្រូវគ្នានឹងទិសរបស់ល្វែង ។ ពីរបទី

៩.២៤ (b) និង (c) ភាពងាប់សរុបគឺ

$$\Delta = \delta_{sx} + \delta_{cy} = \delta_{sy} + \delta_{cx} \quad (9.37)$$

៩.១៣. គណនាភាពងាប់របស់កម្រាលខណ្ឌបេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស

Deflection Evaluation of Two-Way Prestressed Concrete Floor Slabs

ឧទាហរណ៍ ៩.៣៖ គណនា central deflection របស់កម្រាលខាងក្រៅរបស់កម្រាលបេតុងប្រេកុងត្រាំងពីរទិស

ដែលការទាញជាក្រោយដែលបានសិក្សាគណនានៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៩.២ សម្រាប់ការដាក់បន្ទុករយៈពេលខ្លី និងការដាក់ បន្ទុករយៈពេលយូរ ។ សន្មតថា ភាពងាប់អនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ $l/480$ នៃល្វែង ។

ដំណោះស្រាយ៖

ទិន្នន័យរបស់គ្រឿងបង្ក៖ ពីឧទាហរណ៍ ៩.២, យើងមានទិន្នន័យដូចខាងក្រោម

$$\text{កម្រាល plate } h = 6.5 \text{ in. (165 mm)}$$

$$\text{បន្ទុក } W_d = 101 \text{ psf (4.84 kPa)}$$

$$W_L = 40 \text{ psf (1.92 kPa)}$$

$$\text{បន្ទុកលំនឹងល្វែង AB, } W_{bal} = 72 \text{ psf (3.45 kPa)}$$

$$W_{net} = W_D + W_L - W_{bal} = 101 + 40 - 72 = 69 \text{ psf (3.3 kPa)}$$

$$\text{បន្ទុកលំនឹងល្វែង BC, } W_{bal} = 70 \text{ psf (3.35 kPa)}$$

$$W_{net} = 141 - 70 = 71 \text{ psf} (3.4 \text{ kPa})$$

ប្លង់កម្រាលត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.២៥, ហើយប្លង់លំអិតទាំងអស់ និងមុខកាត់បញ្ជីរបស់សំណង់ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.១៧ ។ គេយកម៉ូឌុលបង្គោលដែលបានបែងចែកនៅក្នុងទិស N-S ពី flexural analysis សម្រាប់ W_{net} នៅក្នុងតារាង ៩.២ ដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.២៦ ។

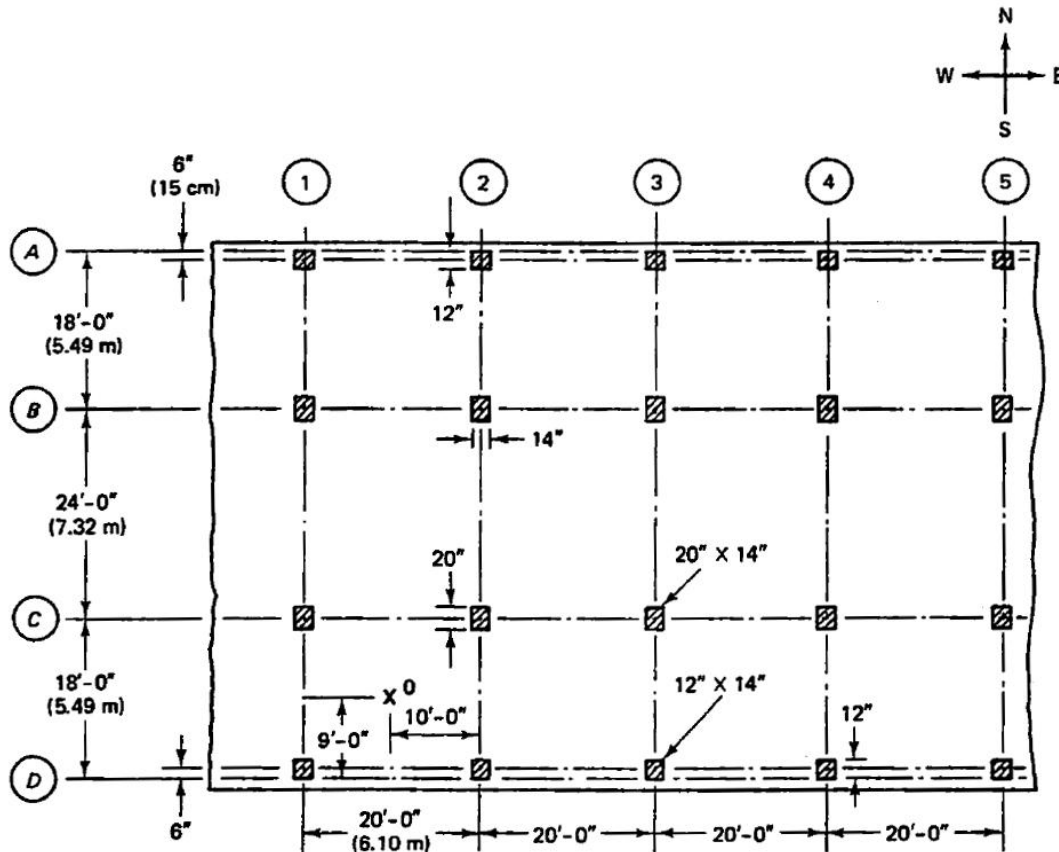


Figure 9.25 Two-way post-tensioned floor plan in Example 9.3

Stiffness Factors និង strip moment ទិស N-S (ល្វែង 18 ft)

តម្លៃមេគុណភាពរឹងក្រាញរបស់សរសមមូល K_{ec} ត្រូវបានគណនានៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៩.២ ជាមួយនឹងលទ្ធផលដូចខាងក្រោម:

$$\text{សរសខាងក្រៅ A: } K_{ec} = 47E_c \text{ in.-lb/rad}$$

$$\text{សរសខាងក្នុង B: } K_{ec} = 113E_c \text{ in.-lb/rad}$$

$$\text{Net frame moment } M_A = 5.30 \times 10^3 \text{ in.-lb/ft}$$

$$\text{Net frame moment } M_B = (39.56 - 33.94)10^3 = 5.62 \times 10^3 \text{ in.-lb/ft}$$

ដូចបង្ហាញនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៩.២, ចំរៀងលើសសរទទួលយកម៉ូឌុល 64% ហើយចំរៀងកណ្តាលល្វែងទទួលយក

ម៉ូម៉ង់ 36% ។ ម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់គ្រោងសរុប $I_{CS} = bh^3/12 = 20 \times 12(6.5)^3/12 = 5,493 \text{ in.}^4$ ខណៈដែល ម៉ូម៉ង់និចលភាពរបស់ចំរៀកលើសសរ I_c = ម៉ូម៉ង់និចលភាពចំរៀកកណ្តាលល្វែង $I_c = 5,493/2 = 2,747 \text{ in.}^4$ ។

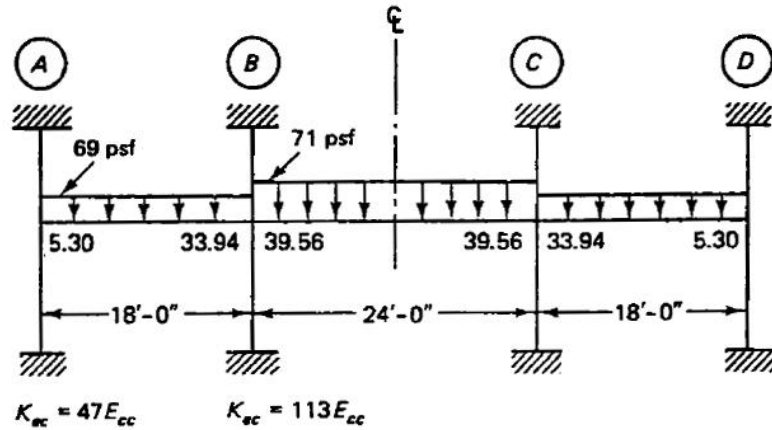


Figure 9.26 Service net load moments $\times 10^{-3}$ in.-lb in the N-S direction in Example 9.3.

ពីសមីការ 9.34 ភាពងាប់កណ្តាលល្វែងគោលក្នុងទិស N-S ត្រង់ចំណុចកណ្តាល O ក្នុងរូបទី ៩.២៧ ដោយរសន្តត់ចុងទាំងសងខាងរបស់កម្រាលខណ្ឌបង្កប់ (fixed) គឺ

$$\delta' = \frac{WL^4}{384E_c I_{CS}} = \frac{69 \times 20(18)^4(12)^3}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 5,493} = 0.029 \text{ in.}$$

ភាពងាប់នេះត្រូវសមាមាត្រទៅនឹងភាពងាប់ δ_c របស់ចំរៀកលើសសរ និង δ_s របស់ចំរៀកកណ្តាលល្វែង:

$$\delta_c = \delta' \frac{M_{col,strip}}{M_{frame}} \frac{E_c}{E_c} \frac{I_{CS}}{I_c}$$

ពីឧទាហរណ៍ ៩.២, $M_{col,strip} / M_{frame} = 0.64$ ដូចនេះ ភាពងាប់តាមទិស N-S $\delta_c = 0.029 \times 0.64 \times 2 = 0.037 \text{ in.}$ និង $\delta_s = 0.029 \times 0.36 \times 2 = 0.021 \text{ in.}$ ហើយមុំរង្វិលនៅត្រង់ចំណុច A គឺ

$$\theta_A = \frac{M_A}{K_{ec}} = \frac{5.30 \cdot 10^3 \times 20}{47 \times 4.03 \cdot 10^6} = 5.6 \times 10^{-4} \text{ rad}$$

$$\theta_B = \frac{M_B}{K_{ec}} = \frac{5.62 \cdot 10^3 \times 10}{113 \times 4.03 \cdot 10^6} = 2.5 \times 10^{-4} \text{ rad}$$

$$\delta'' = \frac{\theta l}{8} = \frac{(5.6 + 2.5)10^{-4}(18 \times 12)}{8} = 0.022 \text{ in.}$$

ដូចនេះ, N-S net $\delta_{cy} = 0.037 + 0.022 = 0.059 \text{ in.}$ ហើយ N-S net $\delta_{sy} = 0.021 + 0.022 = 0.043 \text{ in.}$

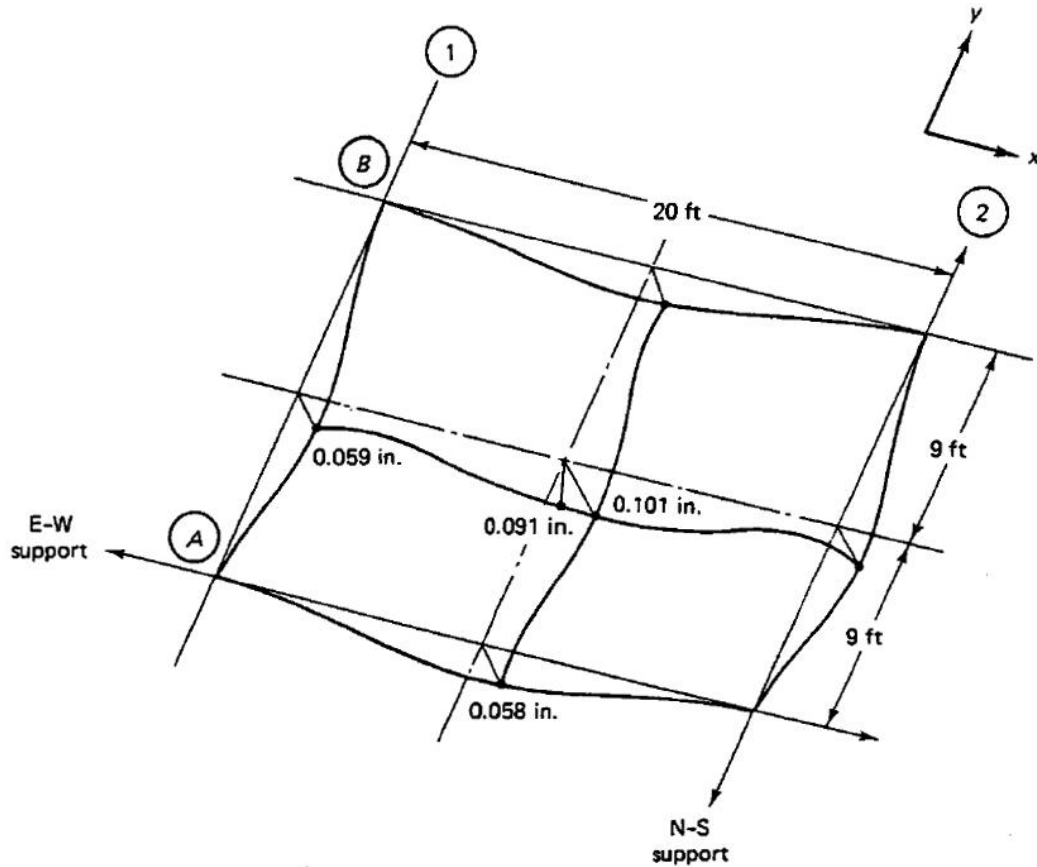


Figure 9.27 Column and middle strips immediate deflections in Example 9.3.

Stiffness Factors និង strip moment ទិស E-W (ល្វែង 18 ft)

សម្រាប់ទិស E-W, ទទឹង b របស់គ្រោងសមមូល $= \frac{1}{2}(18 + 24) = 21.0 \text{ ft}$ ។

ម៉ូម៉ង់និចលភាពគ្រោងសរុបគឺ $I_{cs} = \frac{bh^3}{12} = \frac{21 \times 12(6.5)^3}{12} = 5,767 \text{ in.}^4$

ម៉ូម៉ង់និចលភាពចំរៀងសរ $I_c =$ ម៉ូម៉ង់និចលភាពចំរៀងកណ្តាលល្វែង $I_s = 5,767 / 2 = 2,884 \text{ in.}^4$

ពីសមីការ 9.24, central deflection ត្រង់ចំណុច O ដែលមានចុងបង្កប់គឺ

$$\delta' = \frac{WL^4}{384E_c I_{cs}} = \frac{69 \times 21(20)^4(12)^3}{384 \times 4.03 \cdot 10^6 \times 5,767} = 0.045 \text{ in.}$$

សម្រាប់ករណីដែលកម្រាលទាំងអស់រងបន្ទុកនៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះ, net moment នៅត្រង់សសរ នីមួយៗ ដែលបណ្តាលពីផលសងនៃម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានពីកម្រាលទៅខាងសសរខាងឆ្វេង និងម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានពីកម្រាល ទៅសសរខាងស្តាំស្មើគ្នា ដូចនេះ គេមាន net rotation $\theta = 0$ និងប្រើ E-W net $\delta_{cx} = 0.058 \text{ in.}$ និង E-W net $\delta_{sx} = 0.032 \text{ in.}$ ។

រូបទី ៩.២៧ ឱ្យភាពងាយស្រួលលើសសរ និងភាពងាយស្រួលកណ្តាលល្វែងក្នុងទិសទាំងពីរ N-S និង E-W ។

Central Deflection សរុប (Total Immediate Central Deflection)

Central deflection សរុប

$$\Delta = \delta_{sx} + \delta_{cy} = \delta_{sy} + \delta_{cx}$$

$$\text{ដូចនេះ } \Delta_{N-S} = \delta_{sy} + \delta_{cx} = 0.043 + 0.058 = 0.101in.$$

$$\text{ហើយ } \Delta_{E-W} = \delta_{sx} + \delta_{cy} = 0.032 + 0.059 = 0.091in.$$

$$\begin{aligned} \text{ដូចនេះ ភាពងាយស្រួលមធ្យមដែលបណ្តាលពី net load គឺ } \Delta_{net} &= \frac{1}{2}(\Delta_{N-S} + \Delta_{E-W}) \\ &= \frac{1}{2}(0.101 + 0.091) = 0.096in. (2.44mm) \end{aligned}$$

ភាពងាយស្រួលពេលវែង (Long-term Deflection)

សម្រាប់ភាពងាយស្រួលពេលវែង, បន្ទុក $W_{net} = 69 psf$ និងបន្ទុកអថេរ $W_L = 40 psf$ ដោយសន្មត់ថាកម្រាលខណ្ឌត្រូវទ្របន្ទុកអថេរ 65% ដូចនេះបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍សរុបដែលកម្រាលខណ្ឌត្រូវទ្រគឺ

$$W_{sust} = (69 - 40) + 40 \times 0.65 = 55 psf$$

ដោយសន្មត់មេគុណ creep សរុបស្មើនឹង 2 , យើងបាន

$$\text{ភាពងាយស្រួលពេលវែង} = \frac{55}{69} \times 0.096 \times 2 = 0.153in. (4.09mm)$$

$$\text{ភាពងាយស្រួលសរុប} = 0.096 + 0.153 = 0.249in. (6.33mm)$$

ភាពងាយស្រួលអនុញ្ញាតអតិបរមានៅក្នុងគ្រឿងបង្កើត

$$\Delta_{allow} = \frac{L}{480} = \frac{20 \times 12}{480} = 0.50in. (12.7mm) > \Delta \text{ ជាក់ស្តែង} = 0.249in. \quad \text{O.K.}$$

៩.១៤. ទ្រឹស្តី Yield-Line សម្រាប់ Plates ពីរទិស

Yield-Line Theory for Two-Way-Action Plates

ការសិក្សាពី hinge-field mechanism នៅកម្រាលខណ្ឌ ឬ plate ក្រោមអំពើរបស់បន្ទុករហូតដល់ជិតបាក់ជួរដល់និមិត្តរូបក្នុងការបង្កើតអារម្មណ៍សម្រាប់ការធ្វើការជាលក្ខណៈពីរទិសរបស់ plates ។ Hing field ជាដំណើរដែលមានតៗគ្នានៃ hing band ដែលត្រូវបានគេគិតថាមានរាងជាបន្ទាត់ ដូចនេះវាត្រូវបានអ្នកប្រាជ្ញ K.W.Johansen ឱ្យឈ្មោះថា yield-line theory ។

ដើម្បីបង្ហាញពីភាពល្អប្រសើររបស់ទ្រឹស្តីនេះ គេត្រូវការពណ៌នាលំអិតពីវាលើច្រើនជំពូក ។ គោលបំណងនៅពេលនេះគឺគ្រាន់តែណែនាំអ្នកសិក្សាពីគោលការណ៍ដំបូងរបស់ទ្រឹស្តី yield-line និងការអនុវត្តរបស់វាតែប៉ុណ្ណោះ ។

ទ្រឹស្តី yield-line ជាដំណោះស្រាយ upper-bound ក្នុងការគណនា plate ។ នេះមានន័យថាវេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ ដែលទស្សន៍ទាយរបស់កម្រាលខណ្ឌមានតម្លៃធំជាងបើប្រៀបធៀបនឹងលទ្ធផលពិសោធន៍ ។ លើសពីនេះ ទ្រឹស្តីនេះ សន្មត់កម្រាលខណ្ឌកម្រាលខណ្ឌនៅតែមានសភាពរាបស្មើនៅពេលបាក់ (totally rigid-plastic behavior) ។ ដូចនេះ ភាពជាបមិកគិតបញ្ចូលកម្លាំងសង្កត់ដែលធ្វើអំពើនៅក្នុងប្លង់របស់កម្រាល ឬ plate ដែលពិចារណាទេ ។ គេសន្មត់ថា កម្រាលលជាកម្រាលខណ្ឌដែលមានបរិមាណដែកតិចមែនទែន (considerably underreinforced), ក្នុងទម្រង់ដែល ភាគរយដែកអតិបរមា ρ មិនធំជាង 0.5% នៃមុខកាត់ bd ។

ដោយសារដំណោះស្រាយមានកម្រិត: upper bound, កម្រាលកម្រាលខណ្ឌដែលទទួលបានពីវិធីនេះនឹង ស្តើងជាកម្រាលកម្រាលខណ្ឌដែលទទួលបានពី lower bound solution ដូចជាវិធីគ្រោងសមមូល ។ ដូចនេះ គេចាំបាច់ត្រូវគណនា serviceability requirement សម្រាប់ភាពរាប និងស្ថាប័នប្រេះ ។

គុណសម្បត្តិដ៏សំខាន់មួយរបស់ទ្រឹស្តីនេះគឺគេអាចសិក្សាគណនាកម្រាលខណ្ឌគ្រប់រាងធរណីមាត្រទាំងអស់ ដែលវិធីភាគច្រើនអនុវត្តបានតែសម្រាប់រាងចតុកោណ ។ វិស្វករអាចរកវេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់សម្រាប់រាងត្រីកោណ ចតុកោណព្នាយ ចតុកោណ រង្វង់ ឬរាងផ្សេងទៀត ប្រសិនបើគេស្គាល់ ឬអាចទស្សន៍ទាយពី failure mechanism ។ នៅពេល ដែលគេអាចកំណត់តួនៃការបាក់បាន គេនឹងទទួលបាននូវដំណោះស្រាយរបស់វា ។

៩.១៤.១. គោលគំនិតនៃ Hinge-Field Failure Mechanism ក្នុងការពត់បង្គោល

Fundamental Concepts of Hinge-Field Failure Mechanisms in Flexure

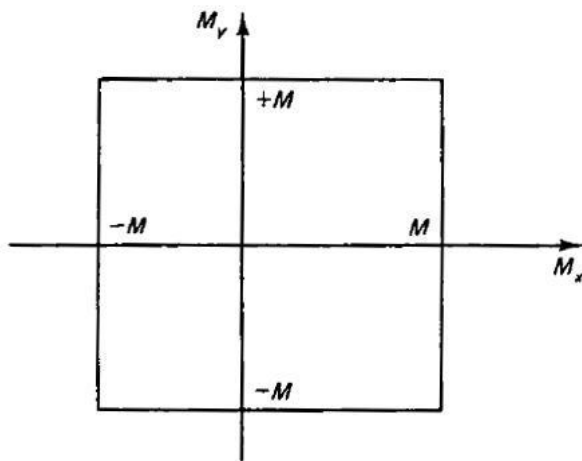


Figure 9.28 Johansen's square yield criterion.

ក្រោមសកម្មភាពរបស់ម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោលពីរទិស, yielding របស់ rigid-plastic plate កើតមាននៅ ពេលម៉ូម៉ង់មេបំពេញលក្ខណវិនិច្ឆ័យ Johansen's square yield ដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ៩.២៨ ។ យោងតាម

លក្ខណវិនិច្ឆ័យនេះ គេគិតថា yielding កើតមាននៅពេលម៉ូម៉ង់មេដែលមានតម្លៃធំជាងគេខិតទៅរកតម្លៃរបស់ $\pm M$ នៅត្រង់ yield line crack ។ ទិសដៅរបស់ principal curvature rates ត្រូវបានគិតថាត្រួតគ្នាជាមួយនឹងកំណែងរបស់ម៉ូម៉ង់មេ ។ ទំនាក់ទំនងរវាងម៉ូម៉ង់ និងកំណែងត្រូវបានបង្ហាញជាខ្សែទ្រូតក្នុងរូបទី ៩.២៩ ។ គេគិតថាខ្សែ OA ស្ទើរតែឈរត្រង់នៅត្រង់ចំណុច O ហើយ strain hardening ត្រូវបានចោល ។

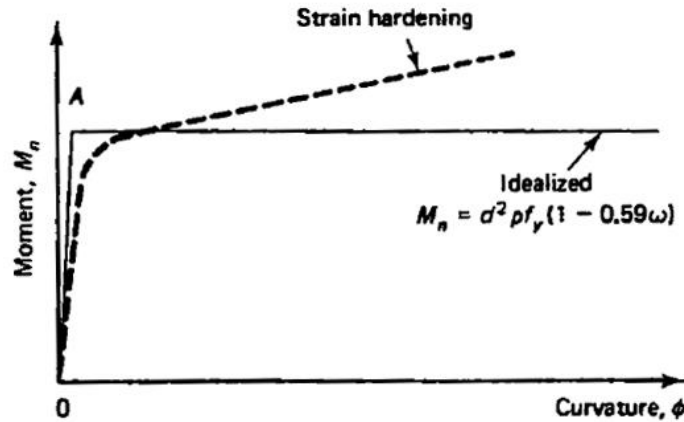


Figure 9.29 Moment-curvature relationship.

ប្រសិនបើគេពិចារណាករណីសាមញ្ញបំផុតរបស់កម្រាលខណ្ឌការ៉េដែលមានទម្រ ជាមួយនឹងដីក្រៃនៃការបង្កប់ (fixity) i ដែលប្រែប្រួលពី $i = 0$ សម្រាប់ទម្រសាមញ្ញទៅ $i = 1.0$ សម្រាប់ទម្រដែលទប់នឹងការវិលពេញលេញនៅលើ ជ្រុងទាំងបួន, failure mechanism របស់វានឹងមានលក្ខណៈដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ៩.៣០ នៅពេលគេអនុវត្តបន្ទុកពង្រាយស្មើ ។

គេមានករណីកម្រាលខណ្ឌទម្រសាមញ្ញ (a) ។ ម៉ូម៉ង់ yield line តាមបណ្តោយ yield line ជាម៉ូម៉ង់មេ ។ ដូចនេះម៉ូម៉ង់រមួលស្មើសូន្យក្នុង yield line ហើយនៅក្នុងករណីជាច្រើនកម្លាំងកាត់ក៏ស្មើសូន្យដែរ ។ ដូចនេះមានតែម៉ូម៉ង់

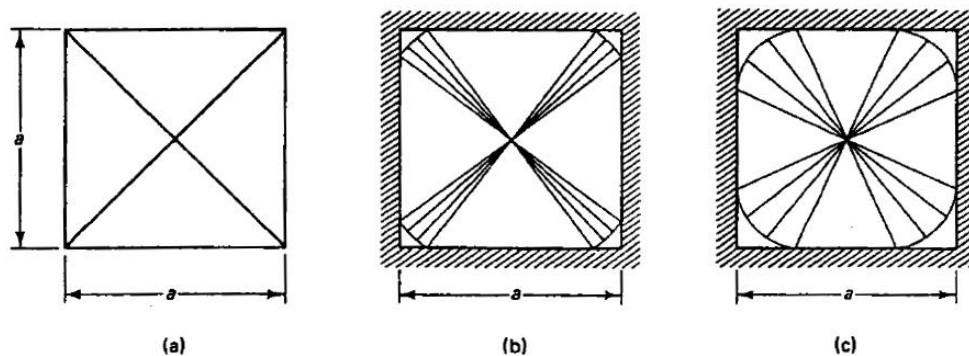


Figure 9.30 Failure mechanism of a square slab. (a) $i = 0$. (b) $i = 0.5$. (c) $i = 1.0$.

M ក្នុងមួយឯកតាប្រវែងរបស់ yield line ធ្វើអំពើតាមខ្សែ AD និង BE ក្នុងរូបទី ៩.៣១ ។ គេតាងម៉ូម៉ង់សរុបដោយវិច័យនៅក្នុងទិសរបស់ yield line ដែលតម្លៃរបស់វាជាផលគុណរបស់ M និងប្រវែងរបស់ yield line ដែល $M(a/2)\cos\theta$ ក្នុងរូបទី ៩.៣១ (c) ។ Virtual work របស់ yield moment របស់កំណត់ត្រីកោណដែលឆ្លុះ ABO ផលគុណស្តាំលៃរបស់វិច័យម៉ូម៉ង់ទាំងពីរ $Ma/2\cos\theta$ នៅលើខ្សែបាក់ AO និង BO និងមុំម្ខាង θ ។ ម្យ៉ាងវិញទៀត កម្មន្តខាងក្នុងគឺ

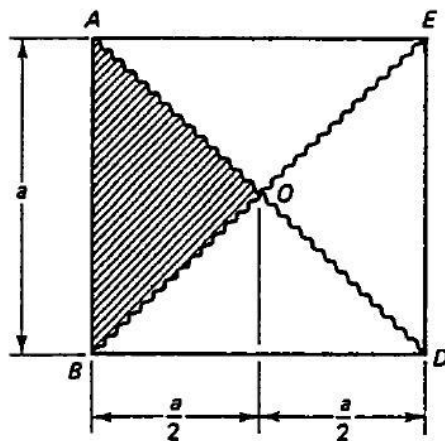
$$E_I = \sum \bar{M}\theta$$

ប្រសិនបើកំហុចទ្រង់ទ្រាយរបស់កំណត់ដែលឆ្លុះនៅត្រង់ទីប្រជុំម្ខាង c គឺ δ នោះកម្មន្តខាងក្រៅគឺ

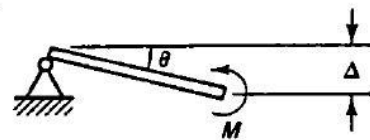
$$E_E = \text{force} \times \text{displacement} = \sum \iint w_u dx dy \delta$$

ដែល w_u ជាអាំងតង់ស៊ីតេរបស់បន្ទុកខាងក្រៅក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃ ។ ប៉ុន្តែ $E_I = E_E$ ។ ដូចនេះ

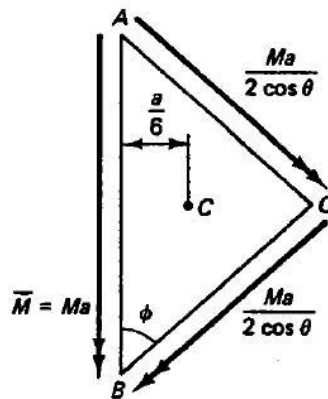
$$\sum \bar{M}\theta = \sum \iint w_u dx dy \delta \quad (9.38)$$



(a)



(b)



(c)

Figure 9.31 Vector moments on slab segment at failure.

ដោយអនុវត្តសមីការ 9.38 សម្រាប់ករណីដែលកំពុងពិចារណា យើងទទួលបាន

$$\overline{M\theta} = Ma \frac{\Delta}{a/2}$$

ដោយសារមុំ θ នៅក្នុងរូបទី ៩.៣១ (b) តូច $[\theta = \Delta/(a/2)]$ ។

កម្មន្តក្នុងមួយកំណាត់ត្រីកោណគឺ

$$E_I = \overline{M\theta} = 2M\Delta$$

$$E_E = \frac{w_u a^2}{4} \times \frac{\Delta}{3}$$

ដែលភាពងាយរងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ត្រីកោណគឺ $\Delta/3$ ។ ដូចនេះ

$$4(2M\Delta) = 4 \left(\frac{w_u a^2}{12} \Delta \right)$$

$$\text{ហើយម៉ូម៉ង់ឯកតា} \quad M = \frac{w_u a^2}{24} \quad (9.39)$$

ប្រសិនបើជ្រុងទាំងបួនរបស់កម្រាលខណ្ឌការ៉េត្រូវបានបង្កប់ពេញលេញ, $E_I = 4(4M\Delta)$ ដោយសារខ្សែរដាច់ (fracture line) កើតមានជុំវិញអង្កត់ទ្រូង ក៏ដូចជ្រុងទាំងបួនរបស់វា ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ៩.៣០(c) ។ ដូចនេះ សម្រាប់កម្រាលការ៉េបង្កប់ពេញលេញ (fully fixed squared slab)

$$\text{ម៉ូម៉ង់ឯកតា} \quad M = \frac{w_u a^2}{48} \quad (9.40)$$

យើងសង្កេតឃើញថា lower bound solution ដែលស្នើឡើងដោយ Mansfield's failure pattern ក្នុងរូបទី ៩.៣០ (c) ឱ្យតម្លៃ $M = w_u a^2 / 42.88$ ។ ដូចនេះ សម្រាប់កម្រាលការ៉េដែលរងបន្ទុករាយស្មើជាមួយនឹងអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុក w_u ក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃ និងដីក្រនៃការបង្កប់ទម្រ (support fixity) i នៅគ្រប់ជ្រុងទាំងអស់

$$w_u a^2 = M[24(1+i)] \quad (9.41)$$

សមីការទូទៅសម្រាប់រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ yield line របស់កម្រាលចតុកោណនៅលើផ្ទៃមដែលមានទំហំ $a \times b$

ដូចបង្ហាញ ក្នុងរូបទី ៩.៣២ ដែលជ្រុង a ជាជ្រុងខ្លីគឺ

$$\text{ម៉ូម៉ង់ឯកតា} \quad M = \frac{w_u d_r^2}{24} \left[\sqrt{3 + \left(\frac{a_r}{b_r} \right)} - \frac{a_r}{b_r} \right]^2 \quad (9.42)$$

$$\text{ដែល} \quad a_r = \frac{2a}{\sqrt{1+i_2} + \sqrt{1+i_4}}$$

$$b_r = \frac{2b}{\sqrt{1+i_1} + \sqrt{1+i_3}}$$

i = ដីក្រៃនៃការទប់នឹងការរិល (restraint) ដែលអាស្រ័យនឹងផលធៀបភាពរឹងក្រាញ (stiffness ratio) ដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក ៩.២ ។

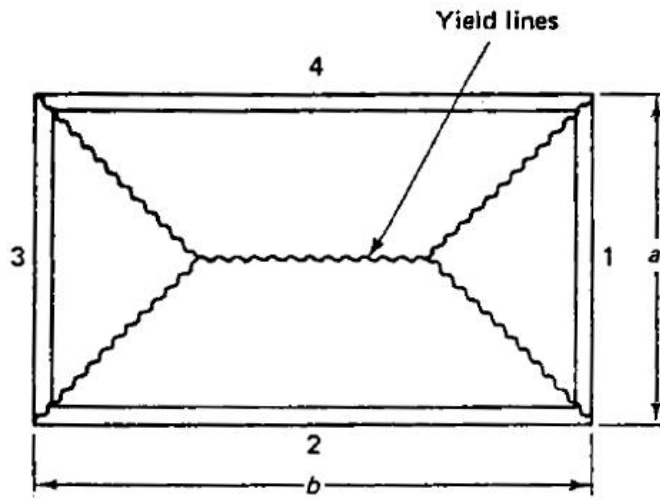


Figure 9.32 Rectangular slab. Note sequence of side numbers.

ចំណាំថា សមីការ 9.42 នឹងក្លាយទៅជាទម្រង់សាមញ្ញនៃសមីការ 9.40 ឬ 9.41 សម្រាប់ករណីកម្រាលខណ្ឌការដែល restrained ជ្រុងទាំងបួន ($i = 1.0$) ។

Affine Slabs: កម្រាលខណ្ឌដែលពង្រឹងដោយដៃកក្កដាទិសកែងទាំងពីរខុសគ្នាត្រូវបានគេឱ្យឈ្មោះថា orthotropic slab (ឬ plate) ។ ម៉ូម៉ង់ក្នុងទិស x ស្មើ M ហើយនៅក្នុងទិស y ស្មើ μM ដែល μ ជារង្វាស់នៃដីក្រៃ orthotropy ឬជាផលធៀបនៃ

$$\frac{M_y}{M_x} = \frac{(A_s)_y}{(A_s)_x}$$

ដើម្បីសម្រួលការសិក្សាវិភាគ គេបំប្លែងកម្រាលខណ្ឌឱ្យទៅជា affine (isotropic) slab ដែលស្មើគ្នា និងក្រឡាផ្ទៃដៃកក្កដាទិសទាំងពីរ x និង y មានតម្លៃដូចគ្នា ។ ការបំប្លែងនេះត្រូវអនុវត្តដូចខាងក្រោម:

1. ចែកទំហំក្នុងទិស M ដោយ $\sqrt{\mu}$ សម្រាប់កម្រាលខណ្ឌដែលត្រូវពង្រឹងដោយដៃកក្កដាសម្រាប់ម៉ូម៉ង់ M ក្នុងទិស ទាំងពីរដោយប្រើអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុក w_u ក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃដូចគ្នា ។
2. បន្ទុកក៏ត្រូវចែកនឹង $\sqrt{\mu}$ ក្នុងករណីបន្ទុកចំណុច ឬបន្ទុកសរុប ។
3. ក្នុងករណីបន្ទុករាងបន្ទាត់ គេត្រូវចែកបន្ទុកនឹង $\sqrt{\mu \cos^2 \theta + \mu \sin^2 \theta}$, ដែល θ ជាមុំរវាងបន្ទុករាងបន្ទាត់ជាមួយនឹងទិស M ។

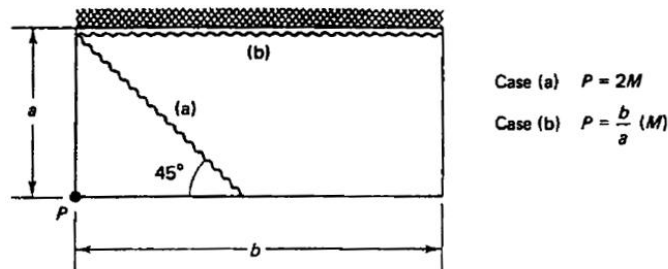
ប្រសិនបើគេសិក្សាវិភាគកម្រាលជា affine slab ជាមួយនឹងម៉ូម៉ង់ μM ក្នុងទិសដៅទាំងពីរ គេត្រូវតុលាទំហំក្នុងទិស μM ជាមួយនឹង $\sqrt{\mu}$ ។ ក្នុងករណីណាក៏ដោយ លទ្ធផលដែលទទួលបានពិតជាដូចគ្នា ។

៩.១៤.២. Failure Mechanism and Moment Capacities of Slabs of Various Shapes Subjected to Distributed or Concentrated Loads

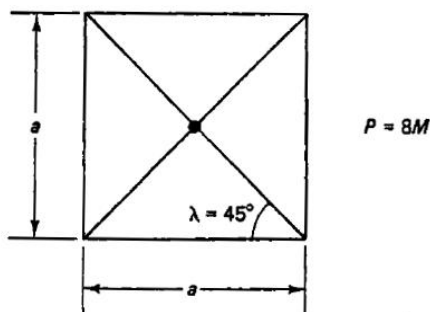
ការណែនាំយ៉ាងសង្ខេបខាងលើពី virtual work method ក្នុងការកំណត់ yield line moment សម្រួលដល់ការយល់ដឹងយ៉ាងល្អពីដំណើរការគណិតវិទ្យានៃកម្រាលខណ្ឌរាងចតុកោណដែលរងបន្ទុកពង្រាយ ។ កម្រាលខណ្ឌ ដែលមានរាងស្មុគស្មាញ និងការដាក់បន្ទុកប្រភេទស៊ីមេទ្រី ឬមិនស៊ីមេទ្រីទាមទារនូវចំណេះដឹងពីមុខវិជ្ជានេះច្រើន ។ ហើយមុខកាត់បាក់សន្ទត់ និងការធ្វើឱ្យថាមពល principle មានតម្លៃអប្បបរមាអាចឱ្យតម្លៃសម្រាប់ ករណីពិសេសខុសគ្នាពីលទ្ធផលពិសោធន៍បន្តិចបន្តួច ដោយអាស្រ័យទៅនឹងការសន្ទត់ជាលក្ខណៈគណិតវិទ្យានូវរូបរាងបាក់ ។

ការសង្ខេបខាងក្រោមពិគ្រោះនៃការបាក់ និងរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលគិតជាបន្ទុក ។

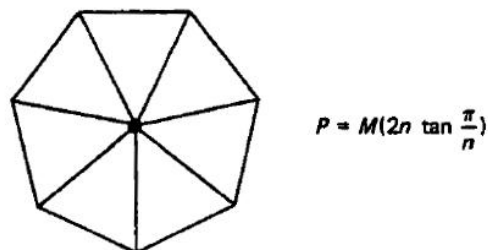
1. បន្ទុកចំណុចនៅត្រង់កាត់ជ្រុងរបស់ cantilever plate ចតុកោណ



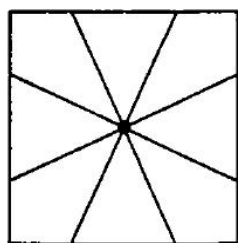
2. កម្រាលការរងបន្ទុកចំកណ្តាល និងមានទម្រង់សាមញ្ញប្រឆាំងនឹងចលនាឡើងចុះ



3. កម្រាល n ជ្រុងដែលមានទម្រង់សាមញ្ញ និងរងបន្ទុកចំកណ្តាល ($n > 4$)

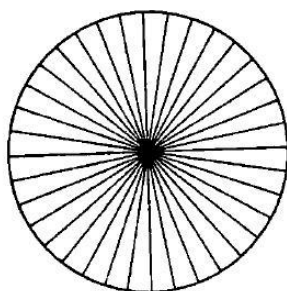


4. កម្រាលការេរងបន្ទុកចំកណ្តាល និងមានទម្រង់សាមញ្ញប្រឆាំងនឹងចលនាចុះក្រោម តែអនុញ្ញាតចលនាឡើងលើ



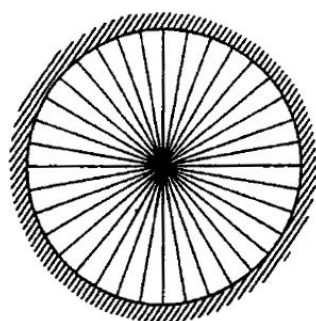
$n = 8$; applying case 3
expression gives
 $P = 6.63M$

5. កម្រាលខណ្ឌមូលរងបន្ទុកចំកណ្តាលនឹងមានទម្រង់សាមញ្ញតាមបណ្តោយជ្រុងតែម

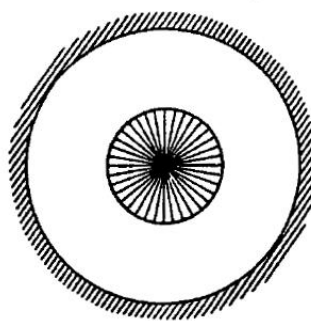


$P = 2\pi M$

6. កម្រាលមូលរងបន្ទុកចំកណ្តាល P ជាមួយនឹងតែមបង្កប់



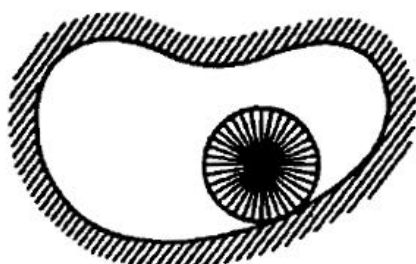
(a)



(b)

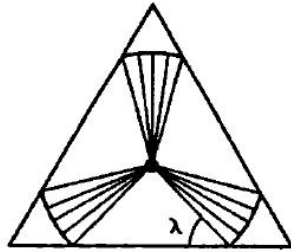
$P = 4\pi M$ for both

7. បន្ទុកចំណុច P អនុវត្តត្រង់ចំណុចណាក៏ដោយលើកម្រាលរាងទូទៅដែលមានទម្រង់បង្កប់តាមបណ្តោយជ្រុង



$P = 4\pi M$

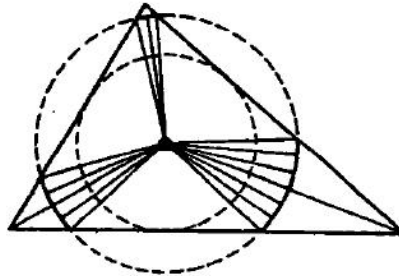
8. កម្រាលត្រីកោណសាមញ្ញជាមួយនឹងទម្រង់សាមញ្ញ ហើយរងបន្ទុកចំណុចកណ្តាលដោយបន្ទុកចំណុច P



$$P = M(6 \cot \lambda + 12\lambda - 2\pi)$$

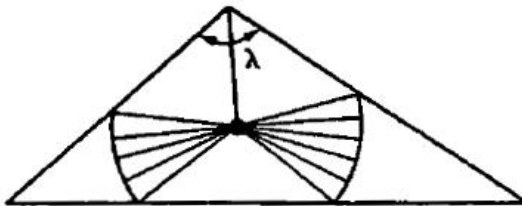
$$P_{\min} = M(6 + \pi) \text{ for } \lambda = \pi/4$$

9. កម្រាលត្រីកោណសាមញ្ញលើទម្រង់សាមញ្ញដែលរងបន្ទុកចំណុចត្រង់ផ្ចិតរង្វង់ចារិកក្នុងត្រីកោណ



$$P = M(6 + \pi)$$

10. កម្រាលត្រីកោណដែលមានមុំទាលមានទម្រង់សាមញ្ញ ហើយបន្ទុក P មានអំពើត្រង់ផ្ចិតរង្វង់ចារិកក្នុងរង្វង់

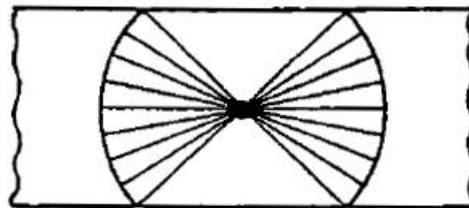


$$P = M(4 + 2\lambda + 2 \cot 1/2\lambda),$$

where ϕ is in radians

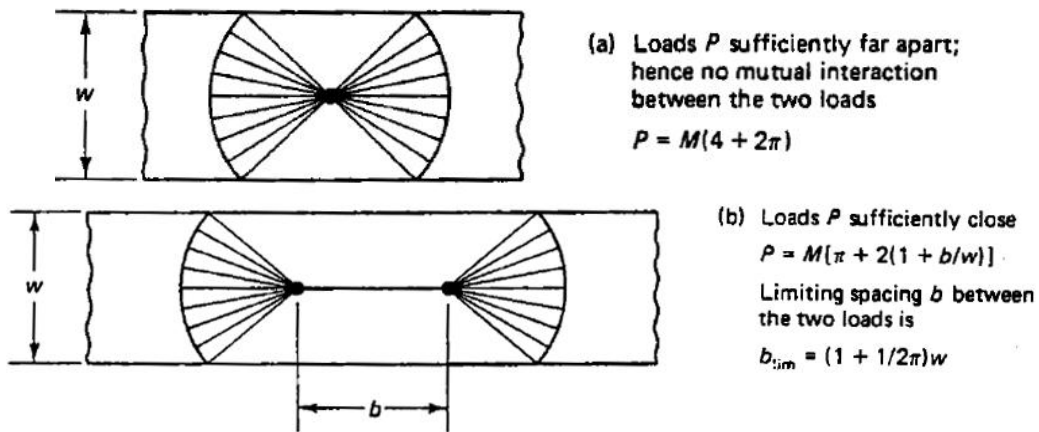
As λ approaches π , the plate degenerates into case 11

11. កម្រាលខណ្ឌទ្រវែងដែលមានទម្រង់សាមញ្ញ ហើយរងបន្ទុកចំណុច P ត្រង់ចំណុចកណ្តាល

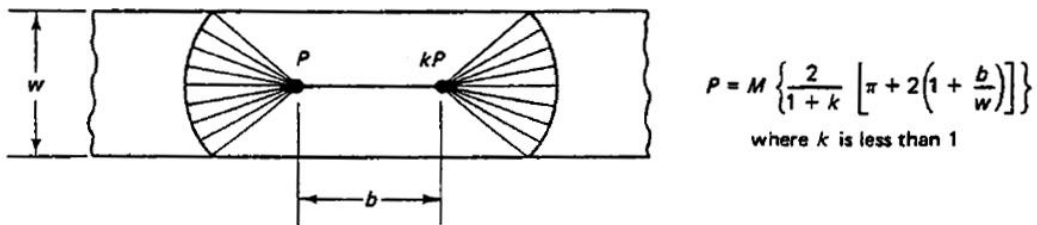


$$P = M(4 + 2\pi)$$

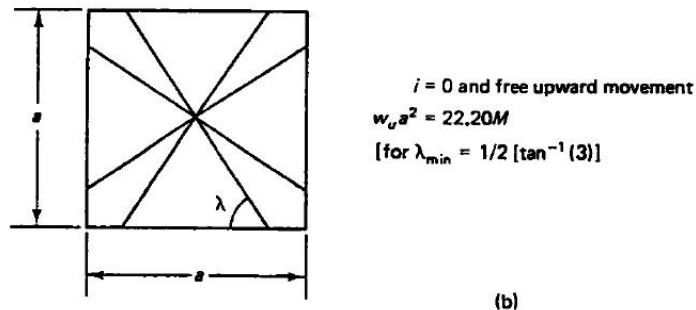
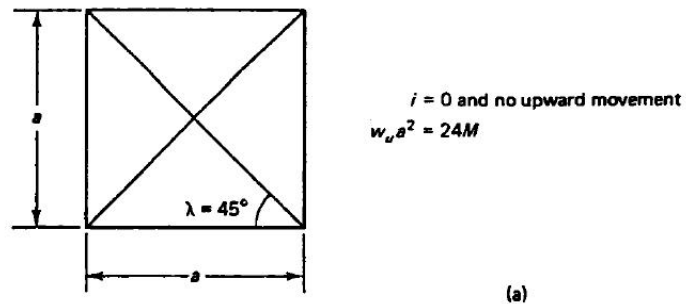
12. កម្រាលទ្រវែងទម្រសាមញ្ញជាមួយនឹងបន្ទុក P ស្មើគ្នាស្ថិតនៅចន្លោះជ្រុងតែម

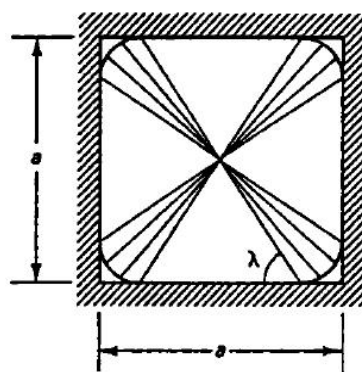


13. កម្រាលទ្រវែងទម្រសាមញ្ញរងបន្ទុកមិនស្មើគ្នា P និង kP ត្រង់ចន្លោះជ្រុងតែម ដែល $k < 1.0$
ហើយបន្ទុកមានចម្ងាយឆ្ងាយពីគ្នាគ្រប់គ្រាន់



14. កម្រាលការរងបន្ទុកពង្រាយជាមួយនឹងដីក្របង្កប់ i ដែលប្រែប្រួលចន្លោះពីសូន្យ ទៅមួយ

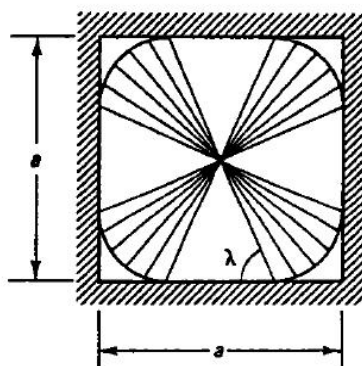




$$i = 0.5 \text{ (partial restraint)}$$

$$w_u a^2 = 34.72M$$

(c)

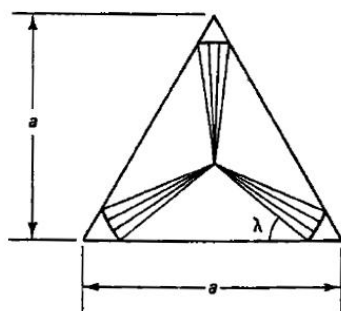


$$i = 1.0 \text{ (full restraint)}$$

$$w_u a^2 = 48M \text{ (upper bound)}$$

(d)

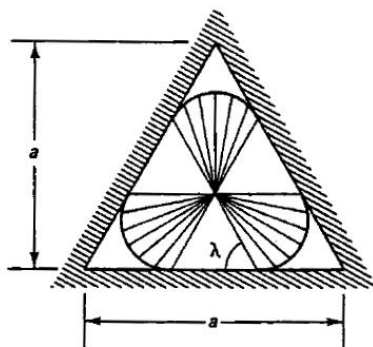
15. កម្រាលត្រីកោណសម័ង្ស ($\lambda = 60^\circ$) រងបន្ទុកពង្រាយស្មើ



$$i = 0 \text{ (simple support)}$$

$$w_u a^2 = 50.85M$$

(a)

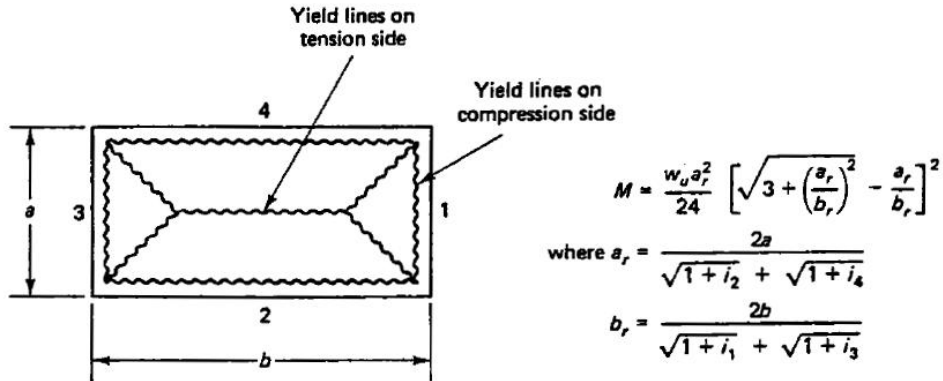


$$i = 1.0 \text{ (full restraint)}$$

$$w_u a^2 = 86.85M$$

(b)

16. កម្រាលចតុកោណរងបន្ទុករាយស្មើដែលមានអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកឯកតា w_u ហើយទម្រង់បួនជ្រុងរបស់វាមានដីក្រ i ដែលប្រែប្រួលពីសូន្យ ទៅមួយ (ចំណាំថា គេត្រូវបង់លេខរៀងបន្តទៅលើជ្រុងរបស់កម្រាល) :



គេត្រូវចំណាំជាទូទៅថា សម្រាប់សមីការពិមុតដែលភ្ជាប់ទំនាក់ទំនងបន្ទុក P ទៅនឹងម៉ូម៉ង់ M គេសន្មត់បន្ទុក P ធ្វើអំពើត្រង់ចំណុច ។ ដើម្បីកែតម្រូវសម្រាប់ការពិតដែលថា P ធ្វើអំពើលើផ្ទៃកំណត់មួយ គេត្រូវសន្មត់ថាវាធ្វើអំពើលើក្រឡាផ្ទៃរងដែលមានកាំ ρ ។ សម្រាប់កម្រាលខណ្ឌដែលព្រំដែនត្រូវបានទប់ពេញលេញ, គេត្រូវភ្ជាប់ hinge field ដោយរង្វង់ដែលប៉ះទៅនឹងព្រំដែនកម្រាល (កាំរង្វង់ $= r$) ។ ក្នុងករណីនេះ

$$M + M' = \frac{\rho}{2\pi} \left(1 - \frac{2\rho}{3r} \right) \quad (9.43)$$

ដែល M ជាម៉ូម៉ង់ឯកតាវិជ្ជមាន និង M' ជាម៉ូម៉ង់ឯកតាអវិជ្ជមាន ។

គេអាចគិតប្រតិកម្មរបស់សសរដែលទ្រ flat plate ស្រដៀងគ្នានឹងការវិភាគ flexural local capacity របស់ plate នៅក្នុងតំបន់សសរ ។ សម្រាប់ទម្រង់ចតុកោណ គេអាចគិតតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលជាទម្រង់សមមូលដោយប្រើសមីការ 9.43 ។

៩.១៥. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ Yield Line របស់កម្រាលបេតុងប្រកុងត្រាំងពីរទិស

Yield-Line Moment Strength of a Two-Way Prestressed Concrete Plate

ឧទាហរណ៍ ៩.៤: កំណត់រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal របស់កម្រាលបេតុងប្រកុងត្រាំងពីរទិសនៅក្នុងឧទាហរណ៍

៩.២ ដោយសន្មត់ថាកាបប្រកុងត្រាំងស្អិតជាប់ជាមួយបេតុង (prestressing strands are bonded) ។

ដំណោះស្រាយ:

បន្ទុក:

ពីឧទាហរណ៍ ៩.២, អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកសរុបនៅស្ថានភាពកំណត់នៃការបាក់គឺ

$$W_u = 1.2W_D + 1.6W_L = 186 \text{ psf}$$

ដោយសន្មតថា ប្រតិកម្មសរសរជាបន្ទុកចំណុចបញ្ជ្រាសនៅក្នុងដែនកម្រាស់ជាប់ (continuous plate field) គេអាចកំណត់រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ M_n ពីករណីទី 7 របស់ផ្នែក 9.4.12 ដូចខាងក្រោម៖

$$P_A = 4\pi M_n$$

$$\text{បន្ទុកមេតុណ } P_u = 186 \times 20 \left(\frac{24+18}{2} \right) = 78,120 \text{ lb } (34.8 \text{ kN}) \quad (\text{ទម្ងន់សរសរត្រូវបានចោល})$$

$$\text{បន្ទុកតម្រូវការ } P_n = \frac{P_u}{\phi} = \frac{78,120}{0.9} = 86,800 \text{ lb } (38.6)$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់កត្តាតម្រូវការ } M_n \text{ សម្រាប់បន្ទុកចំណុច} = \frac{P_n}{4\pi} = \frac{86,800}{4 \times 3.14} = 6910 \text{ lb } (30.7 \text{ kN})$$

$$\text{កាំសមមូល } \rho = \frac{20 \times 14}{\pi^2} = 28.4 \text{ in.}$$

សន្មត $r \cong 17.5 \text{ ft} = 210 \text{ in.}$ ហើយ $M = M'$ ។ នោះ

$$M'_n = \frac{P_n}{4\pi} \left(1 - \frac{2\rho}{3r} \right) = 6910 \left(1 - \frac{2 \times 28.4}{3 \times 210} \right) = 6287 \text{ lb } (28 \text{ kN})$$

រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន M_n :

ដែកកម្រាស់ខណ្ឌតំបន់សសរដែលអាចមានត្រូវបានកំណត់ដូចខាងក្រោម

ដែកប្រក្សត្រាំង

$$A_{ps} = \text{កាបប្រក្សត្រាំង 270-K អង្កត់ផ្ចិត } 0.5 \text{ in. ចំនួនបី} = 3 \times 0.153 = 0.459 \text{ in.}^2$$

$$f_{py} = 243,000 \text{ psi } (1,675 \text{ MPa})$$

$$f_{ps} = 179,256 \text{ psi នៅត្រង់សសរខាងក្នុង}$$

$$f'_c = 4,000 \text{ psi } (27.58 \text{ MPa})$$

ដូចនេះ ប្រើ f_{py} នៅស្ថានភាពកំណត់នៃការបាក់ ។

ដែកមិនរងប្រក្សត្រាំង

$$A_s = 6\#4 = 6 \times 0.2 = 1.2 \text{ in.}^2$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi}$$

រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ (moment strength) M_n

$$d_p = d = 6.5 - 1 = 5.5 \text{ in.}$$

$$b = 33.5 \text{ in.} \quad (\text{ពីឧទាហរណ៍ ៩.២})$$

$$a = \frac{A_s f_y + A_{ps} f_{py}}{0.85 f'_c b} = \frac{1.2 \times 60,000 + 0.459 \times 243,000}{0.85 \times 4,000 \times 33.5} = 1.61 \text{ in. } (40.9 \text{ mm})$$

$$\text{រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន } M_n = A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) + A_{ps} f_{py} \left(d_p - \frac{a}{2} \right)$$

$$= 1.2 \times 60,000 \left(5.5 - \frac{1.61}{2} \right) + 0.459 \times 243,000 \left(5.5 - \frac{1.61}{2} \right)$$

$$= 338,040 + 523,666 = 861,706 \text{ in.} - \text{lb}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់ឯកតា } M_n = \frac{861,706}{33.5} = 25,723 \text{ in.} - \text{lb} / \text{in.} = 25,723 \text{ lb}$$

ត្រួតពិនិត្យ M_n សម្រាប់ទទឹងកម្រាលទាំងមូល

$$\text{ទទឹង slab band ទិស N-S} = \frac{18 + 24}{2} = 21 \text{ ft} (6.4 \text{ m})$$

$$\text{ទទឹង slab band ទិស E-W} = 20 \text{ ft}$$

ដូចនេះ ប្រើ $b = 21 \text{ ft} = 252 \text{ in.}$ ។ ហើយការប្រែក្នុងត្រាំងសរុប $A_{ps} = 270\text{-K}$ អង្កត់ផ្ចិត 0.5 in.

ចំនួន 11 ។ ដោយសារដែករប្រែក្នុងត្រាំងខាងលើស្ថិតនៅតែក្នុងតំបន់សសរ ដែលមិនគិតថាវាស្ថិតនៅលើជ្រុងសុវត្ថិភាព ។ នោះយើងមាន

$$\text{ការប្រែក្នុងត្រាំងឯកតា } A_{ps} = \frac{11 \times 0.153}{252} = 0.0067 \text{ in.}^2 / \text{in.}$$

$$a = \frac{0.0067 \times 243,000}{0.86 \times 4,000 \times 1} = 0.48 \text{ in.}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់ឯកតា } M_n = 0.0067 \times 243,000 \left(5.5 - \frac{0.48}{2} \right) = 8.564 \text{ in.} - \text{lb} / \text{in.}$$

$$= 8,564 \text{ lb} (38.09 \text{ kN})$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ } M_n = 6287 \text{ lb.} < M_n \text{ ដែលអាចមាន} = 8,564 \text{ lb} \quad \text{O.K.}$$

យើងឃើញយ៉ាងច្បាស់ថា ពី limit theory solution, យើងអាចធ្វើការវិភាគកម្រាលប្រែក្នុងត្រាំងបានយ៉ាងលឿន ។ ប៉ុន្តែ ការវិភាគបែបនេះត្រូវគិតបញ្ចូលការកំណត់ រេស៊ីស្តង់ yield-line shear នៅត្រង់ទម្រង់ និងត្រួតពិនិត្យ serviceability សម្រាប់ការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះ និងភាពងាប់ ។ អ្នកសិក្សាគណនាអាចជ្រើសរើសតម្លៃម៉ូម៉ង់យ៉ាងស្រួលសម្រាប់ failure mechanism ដែលបានបង្ហាញនៅក្នុងផ្នែក 9.14.2 ។ គេអាចធ្វើការត្រួតពិនិត្យ serviceability សម្រាប់ការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះបានយ៉ាងស្រួលដូចដែលនឹងរៀបរាប់ក្នុងផ្នែក 11.9 នៅសៀវភៅនេះ ស្តីពីការគ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះនៅលើជញ្ជាំងអាងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំង ។

ចំណោទ

៩.១. សិក្សាគណនាកម្រាលប្រកុងត្រាំងពីរទិសនៅក្នុងឧទាហរណ៍ ៩.២ ដោយវិធីគ្រោងសមមូល (equivalent frame method) ប្រសិនបើគំលាតសសរនៅក្នុងទិស $E-W$ ត្រូវបានប្តូរទៅជា $24\text{ ft}(7.32\text{ m})$ ដោយគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។ សិក្សាវិភាគកម្រាលសម្រាប់ការពត់បង្គោល និងកម្លាំងកាត់ និងកំណត់ភាពងាយរងគ្រោះពេលវែងអតិបរមាសម្រាប់កណ្តាលល្វែង និងចុងកម្រាលខណ្ឌ និងប្រៀបធៀបវាជាមួយនឹងភាពងាយរងគ្រោះពេលវែងអនុញ្ញាត ប្រសិនបើកម្រាលខណ្ឌទ្រុឌបរណីដែលទំនងធ្វើឱ្យមានភាពងាយរងគ្រោះ ។

៩.២. សិក្សាគណនា flat plate នៅក្នុងចំណោទ ៩.១ ដោយពិចារណាវាជា lift slab ដែលទ្រដោយសសរដែកដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី P.9.2 ។ សន្មត់ថាមិនមានម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានត្រូវបានផ្ទេរពីកម្រាលខណ្ឌទៅសសរ និងត្រួតពិនិត្យសម្រាប់ភាពងាយរងគ្រោះ ។

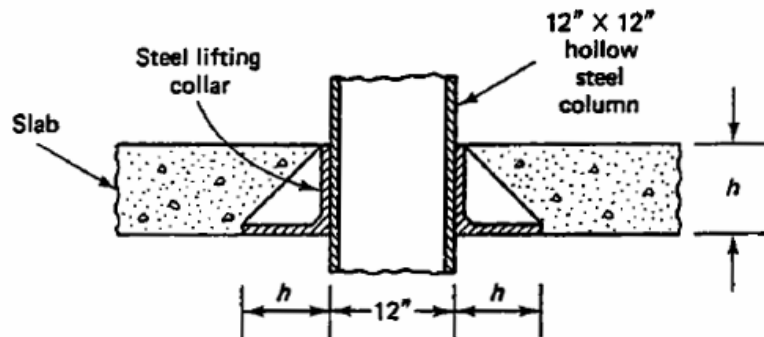


Figure P9.2 Lift slab at column support.

៩.៣. សិក្សាវិភាគ flat plate នៅក្នុងចំណោទ ៩.១ ដោយទ្រឹស្តី yield-line និងប្រៀបធៀបលទ្ធផលសិក្សាគណនាជាមួយនឹង equivalent frame design ដែលប្រើនៅក្នុងចំណោទ ៩.១ ។

X. តំណសម្រាប់អង្គតំបន់ប្រកុងត្រាំង

Connections for Prestressed Concrete Elements

១០.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

តួនាទីរបស់តំណគឺការផ្ទេរបន្ទុក និងកុងត្រាំងពីផ្នែកមួយរបស់រចនាសម្ព័ន្ធនៅផ្នែកដែលនៅក្បែរប្រកប ដោយលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ច ហើយផ្តល់នូវស្ថិរភាពដល់ប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កំ ។ បន្ទុកដែលធ្វើអំពើត្រង់តំណមិនត្រឹមតែកើត ចេញពីបន្ទុកទំនាញប៉ុណ្ណោះទេ វាក៏អាចកើតពីបន្ទុកខ្យល់ ឥទ្ធិពលរញ្ជួយដី ការផ្លាស់ប្តូរមាឌដែលកើតឡើង ដោយសារ long-term creep និង shrinkage, differential movement របស់កម្រាល និងឥទ្ធិពលរបស់ សីតុណ្ហភាព ។

ដោយសារតំណជាចំណុចតភ្ជាប់ដែលមានលក្ខណៈខ្សោយជាងគេនៅក្នុងប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កំទាំងមូល ដូចនេះ វាត្រូវមាន nominal design strength ធំជាង nominal design strength របស់អង្គតំដែលវាត្រូវតភ្ជាប់ ។ មេ គុណបន្ទុកបន្ថែមយ៉ាងហោចណាស់ 1.3 ត្រូវបានគេប្រើនៅក្នុងការសិក្សាគណនាការតភ្ជាប់ តែលើកលែងករណី insensitive connection ដូចជា pad សម្រាប់ column base ។ គេសិក្សាគណនាតំណទាំងអស់សម្រាប់កម្លាំង ទាញតាមទិសដេកអប្បបរមា 0.2 ដងនៃបន្ទុកថេរបញ្ជ្រួរ លើកលែងតែគេត្រូវប្រើ bearing pad ដែលបានសិក្សា គណនាដ៏ត្រឹមត្រូវ ។

ករណីដែលត្រូវបានគេគិតពិចារណាសម្រាប់រស្មីស្តង់នៅក្នុងការសិក្សាគណនាតំណមានដូចខាងក្រោម៖

1. Load transfer mechanism
2. មេគុណបន្ទុក (load factors)
3. ការផ្លាស់ប្តូរមាឌ (volumetric changes)
4. ភាពស្ងួត (ductility)
5. ភាពរឹងមាំ (Durability)
6. ការទប់ទល់នឹងអគ្គិភ័យ (fire resistance)
7. កម្រិតអត់ឱន និងប្រឡោះតម្រូវការ (required tolerance and clearance)
8. ការពិចារណាដែលទាក់ទងនឹងការងារដំឡើង (erection-related consideration)
9. ការពិចារណាដែលទាក់ទងនឹងអាកាសធាតុក្តៅ និងអាកាសធាតុត្រជាក់
10. សេដ្ឋកិច្ចនៃការលំអិតតំណ (economics of the details of the connection)

១០.២. កម្រិតអត់ឱន (Tolerance)

Table 10.1 Tolerances for Connections

Item	Recommended tolerances* in.
Field-placed anchor bolts (transit or template)	$\pm \frac{1}{2}$
Elevation of field cast footings and piers	± 1
<i>Structural Precast Concrete</i>	
Position of plates	± 1
Location of inserts	$\pm \frac{1}{2}$
Location of bearing plates	$\pm \frac{3}{4}$
Location of blockouts	$\pm \frac{1}{2}$
Length	$\pm \frac{3}{4}$
Overall depth	$\pm \frac{1}{4}$
Width of stem	$\pm \frac{1}{8}$
Overall width	$\pm \frac{1}{4}$
Horizontal deviation of ends from square	$\pm \frac{1}{2}$
Vertical deviation of ends from square	$\pm \frac{1}{8}$ per ft of height
Bearing deviation from plane	$\pm \frac{3}{16}$
Position of post-tensioning ducts in precast members	$\pm \frac{1}{2}$
<i>Architectural Precast Concrete</i>	
Length or width	$\pm \frac{1}{8}$ per 10 ft, but not less than $\pm \frac{1}{8}$
Thickness	$+\frac{1}{4} - \frac{1}{8}$
Location of blockouts	$\pm \frac{1}{2}$
Location of anchors and inserts	$\pm \frac{3}{8}$
Warpage or squareness	$\pm \frac{1}{8}$ in 6 ft
Joint widths	
—specified	$\frac{3}{8} - \frac{5}{8}$
—min. and max. dimensions	$\frac{1}{4}$ and $\frac{3}{4}$

*Other construction materials may control tolerances selected.

គេត្រូវកំណត់ប៉ាន់ប្រមាណប្រឡោះរវាងអង្កត់តាមភាពជាក់ស្តែង។ គេត្រូវកំណត់ទីតាំងដែលមានកម្រិតអត់ឱនខ្ពស់ត្រូវបានអនុញ្ញាត និងកន្លែងដែលកម្រិតអត់ឱនមិនត្រូវបានអនុញ្ញាត ហើយគេក៏គិតបញ្ចូលប្រឡោះសម្រាប់កត្តាទាំងនេះ។ ខាងក្រោមជាកម្រិតអត់ឱនដែលណែនាំសម្រាប់ទំហំងាកនៅក្នុងផ្ទាំង សសរ និង spandrel panel:

1. ការប្រែប្រួលក្នុងប្លង់ពីទីតាំងដែលបានកំណត់នៅក្នុងប្លង់: $\pm 0.5in$. សម្រាប់សសរ ឬផ្ទាំង

2. ការងាកចេញនៅក្នុងបង្គោលពីបន្ទាត់ត្រង់ដែលស្របទៅនឹងអ័ក្សអគារ: $1/40in$. ក្នុង $1ft$ គ្រប់ផ្ទៃដែលខ្លីជាង $20ft$ ឬគំលាតរបស់សសរពីរដែលនៅក្បែរគ្នាតូចជាង $20ft$, $0.5in$. សម្រាប់គំលាតសសរដែលឃ្លាតឆ្ងាយពីគ្នា $20ft$ ។
 3. ភាពខុសគ្នានៃ relative position របស់សសរដែលនៅក្បែរពី relative position ដែលបានកំណត់: $0.5in$. នៅត្រង់នីវ៉ូកម្រាល (deck level) ។
 4. លំងាកពីកូនប្រយោល (plumb): $\pm 0.25in$. សម្រាប់រាល់តម្លៃ $10ft$, អតិបរមាត្រឹម $1in$. សម្រាប់កម្ពស់ទាំងមូល ។
 5. ភាពប្រែប្រួលនៃកម្រិតកម្ពស់របស់ bearing surface ពីកម្រិតកម្ពស់ដែលបានកំណត់: $\pm 0.5in$. សម្រាប់សសរ និងផ្ទៃទាំងអស់ និងសម្រាប់គ្រប់ទីតាំង ។
 6. លំងាកផ្នែកខាងលើរបស់ spandrel ពីកម្រិតកម្ពស់ដែលបានកំណត់: $0.5in$. , សម្រាប់គ្រប់ spandrel
 7. លំងាកនៃកម្រិតកម្ពស់របស់ bearing surface ពីខ្សែស្របទៅខ្សែនីវ៉ូដែលបានកំណត់: $1/40in$. ក្នុង $1ft$ សម្រាប់គ្រប់ផ្ទៃខ្លីជាង $20ft$ ឬសសរក្បែរពីរដែលឃ្លាតពីគ្នាតិចជាង $20ft$, អតិបរមាត្រឹម $0.5in$. សម្រាប់គ្រប់ផ្ទៃវែងជាង ឬស្មើ $20ft$ ឬសសរក្បែរពីរឃ្លាតពីគ្នាច្រើនជាង ឬស្មើ $20ft$ ។
 8. បម្រែបម្រួលពី bearing length ដែលបានកំណត់នៅលើទម្រ: $3/4in$. ។
 9. បម្រែបម្រួលពី bearing width នៅលើទម្រ: $\pm 0.5in$. ។
 10. ភាពរត់ត្រង់របស់ជ្រុងតែម្តង: $0.25in$.
- តារាង ១០.១ ឱ្យនូវកម្រិតលំអៀងដែលអាចអនុវត្តសម្រាប់តំណ ។

១០.៣. អង្គត់សមាស (Composite Members)

ដូចដែលបានរៀបរាប់លំអិតនៅក្នុងជំពូកទី៥ ពីផ្នែកផ្នែក៥.៧ ទៅផ្នែក៥.១១, គេត្រូវបានការណែនាំឱ្យកម្លាំងកាត់តាមទិសដេកនៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះរវាងអង្គត់ចាក់ស្រាប់ និង situ-cast-topping ។ ឧទាហរណ៍ ៥.១៤ បង្ហាញពីកម្លាំងអន្តរអំពើ (interaction forces) និង flowchart នៃកថាខណ្ឌ ៥.៨.២ ឱ្យ operational step-by-step design procedure និងសមីការគណនាដែលអាចអនុវត្តបាន (applicable design equation) ។ រូបទី ៥.១៨ នៃឧទាហរណ៍ ៥.៣ ហើយការសិក្សាគណនាផ្តល់នូវទំហំ និងគំលាតរបស់ dowel ដែលមានឥទ្ធិពលដល់ការផ្ទេរពេញលេញនៃកម្លាំងកាត់តាមទិសដេករវាងអង្គត់ដែលភ្ជាប់គ្នា ។

១០.៤. ទ្រនាប់ទម្របេតុងអារម៉េនៅក្នុងអង្គភាពសមាស

Reinforced Concrete Bearing in Composite Members

រូបទី ១០.១ បង្ហាញពី composite-action dowel reinforcement ។ ដើម្បីការពារបេតុងដែលប៉ះ bearing ដោយផ្ទាល់កុំឱ្យផ្ទុះបែកដោយសារកម្លាំងសង្កត់ធំលើសលុប គេត្រូវអនុវត្តកម្លាំងខាងក្រៅទៅលើ bearing ដែលមានទំហំធំគ្រប់គ្រាន់ ។ ការធ្វើបែបនេះក្នុងត្រាំងដែលទទួលបានពីស្ថានភាពកំណត់នឹងមិនធំលើស រេស៊ីស្តង់សង្កត់របស់បេតុងទេ ។ គេអាចកំណត់ nominal bearing strength របស់បេតុងសុទ្ធតាមសមីការខាងក្រោម

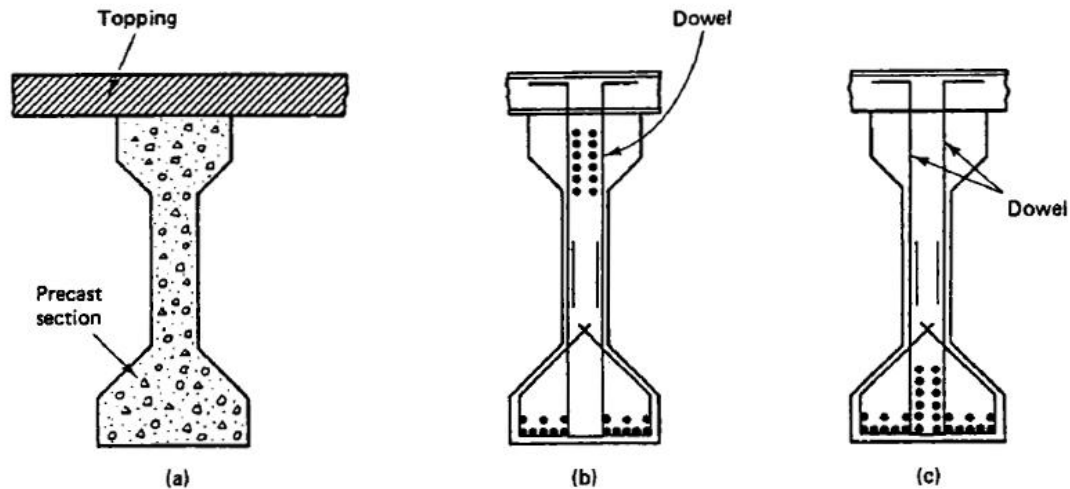


Figure 10.1 Typical dowel-action reinforcement. (a) Situ-cast topping on precast section. (b) Support section. (c) Midspan section.

$$V_n = C_r (0.85 f'_c A_1) \sqrt{A_2 / A_1} \leq 1.2 f'_c A_1 \quad (10.1)$$

ដែល $C_r = 1.0$ នៅពេលគេដាក់ដែកពង្រឹងនៅក្នុងទិសរបស់កម្លាំងប៉ះតាមទិសដេក (horizontal frictional force) N_u ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ១០.២ ឬនៅពេលដែលគេយក $N_u = 0$ ។ គេអាចកំណត់ $C_r = (S \times W / 200)^{N_u / V_u}$ ដែលក្រឡាផ្ទៃ $S \times W$ មិនត្រូវធំជាង 9.0 in.^2 ហើយវាត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១០.៣ ។

A_1 = ក្រឡាផ្ទៃ direct bearing

A_2 = ក្រឡាផ្ទៃអតិបរមារបស់ចំណែកនៃផ្ទៃទម្រដែលមានរាងធរណីមាត្រស្រដៀងគ្នានឹងក្រឡាផ្ទៃរងបន្ទុក ដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ១០.៣ ។

Design bearing strength គឺ

$$V_u = \phi V_n$$

ដែល $\phi = 0.70$ ។ ដើម្បីជៀសវាងស្នាមប្រេះ និង spalling ដែលកើតឡើងដោយចៃដន្យនៅខាងចុងរបស់ thin-stemmed member, គេណែនាំឱ្យប្រើដែកអប្បបរមាដែលស្មើនឹង $N_u / \phi f_y$ ប៉ុន្តែមិនត្រូវតូចជាង 1#3 (អង្កត់ផ្ចិត 9.52mm) នៅពេលដែល bearing area តូចជាង $2in.^2 (12.9cm^2)$ ។

ប្រសិនបើបន្ទុកមេគុណ V_u ធំជាង design bearing strength $V_u = \phi V_n$ ដូចដែលបានគណនាពីសមីការ ១០.១, នោះគេត្រូវការដកពង្រឹងនៅក្នុង bearing area ។ គេអាចសិក្សាគណនាដែកនេះដោយទ្រឹស្តី shear-friction ដែលរៀបរាប់នៅក្នុងជំពូក ៥ ។ គេត្រូវសិក្សាគណនា reinforced bearing សម្រាប់អង្កត់ចាក់ស្រាប់ទាំងអស់ លើកលែងតែកម្រាលតាន់ និង hollow-core slab ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះតាមទិសដេក និងស្នាមប្រេះតាមទិសបញ្ឈរនៅត្រង់ដែកខាងក្រៅបំផុតរបស់ផ្ទាំងត្រង់ទម្រ ។ គេអាចសន្មត់ភាពទ្រេតរបស់ស្នាមប្រេះខាងចុងដោយសុវត្ថិភាពប្រហាក់ប្រហែលនឹង 20° ដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ១០.២ ។ ប្រសិនបើ V_u ស្មើនឹងកម្លាំងកាត់មេគុណ (ដែលស្របទៅនឹងបង្គោលស្នាមប្រេះសន្មត) គេគួរកំណត់តម្លៃរបស់កម្លាំងកាត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ១០.២ សម្រាប់មេគុណ shear-friction ប្រសិទ្ធភាពអតិបរមា μ_e ។

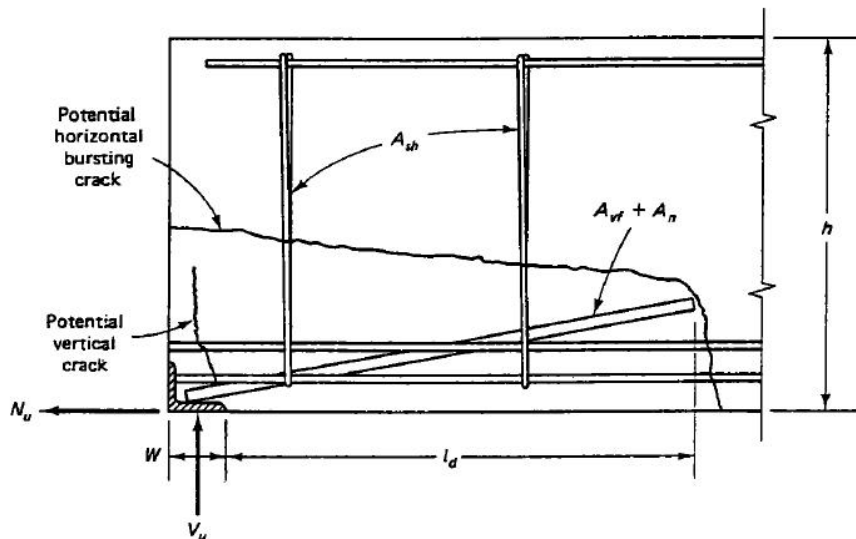


Figure 10.2 Reinforced bearing end in beam.

Table 10.2 Maximum Applied Factored Force V_u , lb

Crack Interface Condition	Recommended μ	Maximum μ_e	Maximum V_u , lb
1. Concrete to concrete, cast monolithically	1.4λ	3.4	$0.30\lambda^2 f'_c A_{cr} \leq 1,000 \lambda^2 A_{cr}$
2. Concrete to hardened concrete with roughened surface	1.0λ	2.9	$0.25\lambda^2 f'_c A_{cr} \leq 1,000 \lambda^2 A_{cr}$
3. Concrete to concrete	0.6λ	2.2	$0.20\lambda^2 f'_c A_{cr} \leq 800 \lambda^2 A_{cr}$
4. Concrete to steel	0.7λ	2.4	$0.20\lambda^2 f'_c A_{cr} \leq 800 \lambda^2 A_{cr}$

គេអាចរកក្រឡាផ្ទៃដែកដែលកែងទៅនឹងបង្គោលប្រេះសន្មត់ពីសមីការខាងក្រោម៖

$$A_{vf} = \frac{V_{up}}{\phi \mu_e f_y} \quad (10.2)$$

ដែល $V_u / \phi =$ nominal strength V_n

$f_y =$ yield strength របស់ A_{vf}

$V_{up} =$ កម្លាំងកាត់មេគុណអនុវត្តន៍ ដែលកំណត់ដោយតម្លៃដែលឱ្យនៅក្នុងតារាង ១០.២ ហើយ

$$\mu_e = \frac{1,000 \lambda A_{cr} \mu}{V_{up}}$$

ដែល $\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ស្រាល, 0.85 សម្រាប់ sand -lightweight និង 0.75 សម្រាប់ all - lightweight concrete ។

$A_{cr} =$ ក្រឡាផ្ទៃរបស់ផ្ទៃប៉ះបង្គោលប្រេះ ដែលគេអាចយកវាស្មើនឹង $l_d b$ ដែល l_d ជា development length របស់ A_{vf} ហើយ b ជាទទឹងមធ្យមរបស់អង្កត់ ។

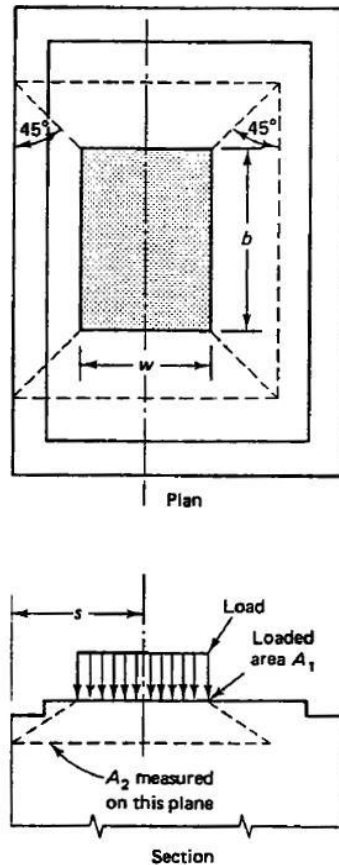


Figure 10.3 Bearing area on a concrete pad.

តារាង ១០.៣ ឱ្យ development length l_d សម្រាប់ទំហំដែកផ្សេងៗ ។ គេអាចកំណត់ដែកបញ្ឈរ A_{sh} ដែលកាត់តាមស្នាមប្រេះតាមទិសដេកដូចខាងក្រោម

$$A_{sh} = \frac{(A_{vf} + A_n) f_y}{\mu'_e f_{ys}} \quad (10.4)$$

ដែល
$$\mu'_e = \frac{1,000 \lambda A_{cr} \mu}{(A_{vf} + A_n) f_y} \quad (10.5)$$

ហើយ f_{ys} = yield strength របស់ A_{sh}

A_n = ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកដើម្បីទប់ទល់កម្លាំងទាញតាមអ័ក្ស N_u នៅក្នុងរូបទី ១០.២ ដែល

$$A_n = N_u / (\phi f_y) \quad (10.6)$$

ដែល N_u = កម្លាំងទាញតាមទិសដេកអនុវត្តន៍មេគុណដែលកែងទៅនឹងប្លង់ស្នាមប្រេះសន្មត់

ϕ = មេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ = 0.75

Table 10.3 Tension Reinforcement and Development Length (Inches) For $f'_c = 4,000^{**}$ psi concrete $f_y = 60,000$ psi Steel ($\alpha, \beta, \lambda = 1.0, \gamma = 0.8$ for #6 Bars or Smaller and = 1.0 for #7 Bars and Larger)

Bar Size	Cross-Sectional Area (in. ²)	Bar Diameter (in.)	Development length, $l_d^{*††}$ (in.)	
			$s \geq 2d_b$ or $*d_b$	Other
			$\leq \#6: l_d = 38d_b$ $\geq \#7: l_d = 48d_b$	$\geq \#6: l_d = 57d_b$ $\geq \#7: l_d = 72d_b$
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
3	0.11	0.375	15	21
4	0.20	0.500	19	29
5	0.31	0.625	24	36
6	0.44	0.750	29	43
7	0.60	0.875	42	63
8	0.79	1.000	48	72
9	1.00	1.128	54	81
10	1.27	1.270	61	92
11	1.56	1.410	68	102
14	2.25	1.693	82	122
18	4.00	2.257	108	163

*Confined

**For f'_c values different from 4000 psi, multiply table values by $(\sqrt{4,000/f'_c})$. For $f'_c = 40,000$ psi, multiply by $\frac{2}{3}$; $\sqrt{f'_c}$ should not exceed 100.

†For Compression development length, $l_d = \lambda l_{db}$, where $l_{db} = 0.02d_b f_y / \sqrt{f'_c} \geq 0.0003d_b f_y$ and λ_s = Required A_s /Provided A_s or $\lambda_s = 0.75$ for spirally confined reinforcement.

††Multiply table values by:

$\alpha = 1.3$ for top reinforcement

$\lambda = 1.3$ for lightweight aggregate

$\beta = 1.5$ for epoxy-coated bars with cover less than $3d_b$ or clear spacing less than $6d_b$ and β

ចំណាំថា គេត្រូវផ្គត់ផ្គង់ដៃកាតព្វកិច្ចទាំងអស់នៅលើជ្រុងណាក៏ដោយរបស់បង្គន់ស្នាមប្រេះសន្មត់ឱ្យបានល្អដោយ development length ឬដោយការផ្សារទៅនឹងដៃកែង (angles), ដៃកបន្ទះ ឬដៃកទំពាក់ (hooks) ដើម្បីបង្កើតកម្លាំងទប់ទល់ដែលបានគណនា។

១០.៤.១. គណនាទ្រនាប់ទម្រង់បេតុងអារម៍ (Reinforced Bearing Design)

ឧទាហរណ៍ ១០.១: ផ្ទៃបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងរាងចតុកោណ PCI standard 16RB28 រងកម្លាំងកាត់មេគុណបញ្ជ្រាវ $V_u = 90,000lb(400kN)$ និងកម្លាំងទាញតាមទិសដេក $N_u = 21,000lb(93.4kN)$ ។ ផ្ទៃបេតុងត្រូវបានទ្រនៅលើ Teflon pad ទំហំ $4in. \times 4in.(10cm \times 10cm)$ ។ គណនា end reinforcement នៅក្នុងផ្ទៃដែលអាចការពារការកើតមាន bearing crack តាមទិសដេក ឬតាមទិសឈរ។ គេឱ្យទិន្នន័យខាងក្រោម:

$$f'_c = 5,000 \text{ psi}(34.47 \text{ MPa}) \quad \text{បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi} \quad \text{សម្រាប់ដៃកធម្មតាទាំងអស់ (413.7 MPa)}$$

$$\theta = 20^\circ$$

ដំណោះស្រាយ:

ដៃកតាមទិសដេក ($A_{vf} + A_n$)

សម្រាប់ការកំណត់ដៃកព្រីងតាមទិសដេក, សាកល្បងដៃក #6

$$\text{កម្ពស់ផ្ទៃបេតុង } h = 28in. \quad b = 16in.$$

ពីតារាង ១០.៣, $l_d = 29in.$

$$A_{cr} = l_d b = 29 \times 16 = 464in.^2$$

ពីតារាង ១០.២, $\mu = 1.4$ និងពិសមីការ ១០ ។ ៣

$$\mu_e = \frac{1,000 \lambda A_{cr} \mu}{V_{up}} = \frac{1,000 \times 1.0 \times 464 \times 1.4}{90,000} = 10.61 > \mu_e \text{ អនុញ្ញាត } = 3.4$$

ដូចនេះប្រើ $\mu_e = 3.4$

ពិសមីការ 10.2

$$A_{vf} = \frac{V_{up}}{\phi f_y \mu_e} = \frac{90,000}{0.75 \times 60,000 \times 3.4} = 0.59in.^2 (3.4cm^2)$$

$$N_u = 21,000lb$$

$$\frac{N_u}{V_u} = \frac{21,000}{90,000} = 0.23 > \text{តម្លៃអប្បបរមា } 0.20$$

ដូចនេះ យក $N_u = 21,000lb$ ។

$$\text{ពីសមីការ 10.6, } A_n = N_u / \phi f_y = 21,000 / (0.75 \times 60,000) = 0.47 in.^2 (2.94 cm^2)$$

ដែកសរុប

$$A_s = A_{vf} + A_n = 0.59 + 0.47 = 1.06 in.^2 (6.63 cm^2)$$

ដូចនេះ ប្រើ 3#6 = 1.32 in.² (8.52 cm²)

ដែកបញ្ឈរ (A_{sh})

ពីតារាង ១០.៣, l_d = development length របស់ដែក #6 = 29 in. (74 cm) និង $A_{cr} = l_d b = 29 \times 16 = 464 in.^2 (3,159 cm^2)$ ។ ពីសមីការ 10.5

$$\mu'_e = \frac{1,000 \lambda A_{cr} \mu}{(A_{vf} + A_n) f_y} = \frac{1,000 \times 1.0 \times 464 \times 1.4}{0.93 \times 60,000} = 11.64 > \mu_e \text{ អនុញ្ញាត } = 3.4$$

ដូចនេះ ប្រើ $\mu'_e = 3.4$ ។ ពីសមីការ 10.4

$$A_{sh} = \frac{(A_{vf} + A_n) f_y}{\mu'_e f_{ys}} = \frac{0.93 \times 60,000}{3.4 \times 60,000} = 0.27 in.^2 (1.74 cm^2)$$

ដូចនេះ ប្រើដែកកង (stirrup) = 0.66 in.² (4.26 cm²)

១០.៥. Dapped-End Beam Connections

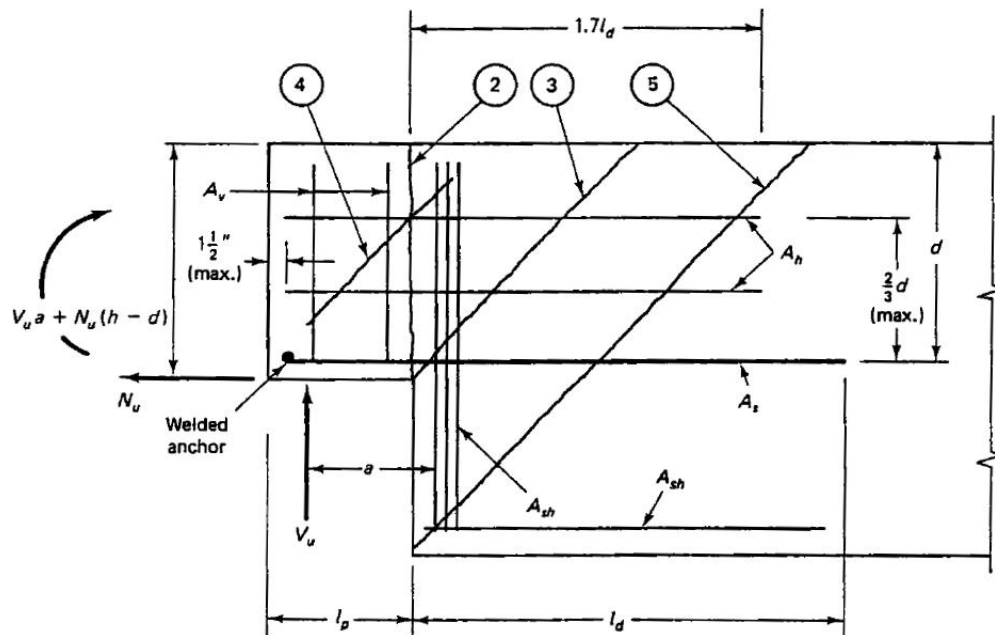


Figure 10.4 Cracking and reinforcement in dapped-end beam connections.

Dapped-end beam ជាអង្គត់ត្រឡឹងបង្អស់ដែលមានការបន្ថយកម្ពស់ផ្ទៃមធ្យមនៅខាងចុងរបស់វាដើម្បីផ្តល់នូវ seating ឬ bearing ចាំបាច់នៅលើ corbel ឬ bracket ដោយគ្មានការបាត់បង់ clear height រវាងកម្រាល ។ រូបទី ១០.៤ បង្ហាញពីផ្ទៃមធ្យមបេតុងប្រកុងត្រាំងដែលមាន dapped end គំរូនៅខាងចុង ។ ស្នាមប្រេះពីរប្រភេទអាចកើតមាន៖ ស្នាមប្រេះលេខ ២ ជាស្នាមប្រេះកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ (direct shear crack) ចំណែកឯស្នាមប្រេះលេខ ៣, លេខ ៤ និងលេខ ៥ ជាស្នាមប្រេះកម្លាំងទាញអង្គត់ទ្រូងដែលបង្កដោយកម្លាំងទាញតាមអ័ក្ស និងកម្លាំងបង្កោងនៅក្នុងកម្ពស់ផ្ទៃមធ្យមដែលកាត់បន្ថយ ហើយក្នុងត្រាំងប្រមូលផ្តុំនៅម្នាក់ចម្រុង ។ ដូចនេះ គេត្រូវដាក់ប្រភេទដែកពង្រឹងខាងក្រោម ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូប៖

1. ដែករងការពត់ (flexural reinforcement) A_f ឬកន្លឹកដែករងការទាញតាមអ័ក្ស A_n ដែល $A_s = A_f + A_n$ ដើម្បីការពារ cantilever bending stresses ។
2. Shear-friction reinforcement $A_f + A_n$ ឬកន្លឹកដែករងការទាញតាមអ័ក្ស A_n ដើម្បីការពារកម្លាំងកាត់បញ្ឈរដោយផ្ទាល់ (direct vertical shear force) នៅត្រង់ប្រសព្វនៃផ្នែក dapped និងផ្នែកដែលមិន dapped របស់ផ្ទៃមធ្យមដែលបង្កឱ្យមានស្នាមប្រេះលេខ ២ ។
3. ដែករងកម្លាំងកាត់ (shear reinforcement) A_{sh} ដើម្បីទប់ទល់នឹងក្នុងត្រាំងទាញអង្គត់ទ្រូងដែលកើតមាននៅត្រង់ចំណុចកាច់ច្រុងដែលបង្កឱ្យមានស្នាមប្រេះលេខ ៣ ។
4. ដែករងកម្លាំងទាញអង្គត់ទ្រូង (diagonal tension reinforcement) $A_n + A_v$ ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះលេខ៤ ដែលកើតពីក្នុងត្រាំងទាញអង្គត់ទ្រូងនៅក្នុងផ្នែក papped របស់ផ្ទៃមធ្យម ។
5. Development length $A_s = A_f + A_n$ ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះលេខ៥ ដែលបណ្តាលពីក្នុងត្រាំងទាញអង្គត់ទ្រូង នៅក្នុងផ្នែកមិន dapped របស់ផ្ទៃមធ្យម ។

១០.៥.១. ការកំណត់ដែកពង្រឹងដើម្បីទប់ទល់ការបាក់

Determination of Reinforcement to Resist Failure

១០.៥.១.១. ដែករងការពត់ និងដែករងការទាញតាមអ័ក្ស (Flexure and Axial Tension)

សម្រាប់លំនឹងម៉ូម៉ង់នៅក្នុងរូបទី ១០.៤, ម៉ូម៉ង់មេគុណសរុបដែលធ្វើអំពើនៅលើផ្នែក cantilever dapped នៅត្រង់បង្អស់របស់ A_s គឺ

$$M_u = V_u a + N_u (h + d) \quad (10.7a)$$

ដែល h = កម្ពស់របស់អង្គត់ពីលើ dap

d = កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពរបស់ dap ទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកពង្រឹង A_s

a = ល្វែងកម្លាំងកាត់ (shear span)

M_u ត្រូវបានបំប្លែងដោយកត្តាបំប្លែងម៉ូម៉ង់ nominal $M_n = M_u / \phi$, ឬ

$$M_n = \frac{V_u a + N_u (h - d)}{\phi} \quad (10.7b)$$

ដោយសន្មតថាដៃឃ្លាស់ម៉ូម៉ង់ $jd \cong 0.9d$

$$F_n = \frac{V_u a + N_u (h - d)}{0.9\phi d} \quad (10.8)$$

ដែល $\phi = 0.90$ សម្រាប់ការពត់បង្កោង។ ដោយសារ $0.9\phi = 0.81$ ដើម្បីជាការសម្រួលគេប្រើតម្លៃ $\phi = 0.85$

នៅ ក្នុងសមីការ 10.8 ដើម្បីទទួលបាន

$$F_n = \frac{V_u a + N_u (h - d)}{\phi d} \quad (10.9a)$$

$$\text{ឬ} \quad F_n = \frac{V_u}{\phi} \left(\frac{a}{d} \right) + \frac{N_u}{\phi} \left(\frac{h - d}{d} \right) \quad (10.9b)$$

នោះដែករងការពត់បង្កោងគឺ

$$A_s = \frac{F_n}{f_y} = \frac{V_u a + N_u (h - d)}{\phi f_y d} \quad (10.10)$$

ហើយដែករងការទាញដោយផ្ទាល់ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងទាញ N_u គឺ

$$A_n = \frac{N_u}{\phi f_y} \quad (10.11)$$

ពីសមីការ 10.10 និង 10.11, ក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ដែករងការពត់បង្កោង និងដែករងការទាញដោយផ្ទាល់ក្លាយជា

$$A_s = A_f + A_n = \frac{1}{\phi f_y} \left[V_u \left(\frac{a}{d} \right) + N_u \left(\frac{h}{d} \right) \right] \quad (10.12)$$

ដែល តម្លៃកែសម្រួលរបស់ $\phi = 0.85$ ។

១០.៥.១.២. ដែករងកម្លាំងកាត់បញ្ឈដោយផ្ទាល់ (Direct Vertical Shear)

ស្នាមប្រេះលេខ២ ដែលកើតពីកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ត្រូវបានទប់ដោយបន្ទុកនៃដែក A_s និង A_h នៅក្នុងរូបទី ១០.៤ ។ គេអាចកំណត់ដែកពង្រឹងតាមទិសដេក A_h ដែលត្រូវការដើម្បីទប់ទល់នឹងកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់តាមសមីការខាងក្រោម

$$A_h = 0.5(A_s - A_n) \quad (10.13)$$

$$\text{ដែល} \quad A_s = \frac{2V_u}{3\phi f_y \mu_e} + A_n \quad (10.14a)$$

$$A_n = \frac{N_u}{\phi F_y} \quad (10.14b)$$

$$\mu_e = \frac{1,000\lambda b h \mu}{V_u}$$

ជាមួយនឹង $\phi = 0.85$ និង μ_e ដូចនៅក្នុងសមីការ 10.3 ។ ដូចនេះ

$$A_s = \frac{1}{\phi_y} \left(\frac{2V_u}{3\mu_e} + N_u \right) \quad (10.15)$$

តម្លៃរបស់ A_s ដែលប្រើនៅក្នុងសមីការ 10.13 គួរធំជាងតម្លៃទាំងពីរដែលទទួលបានពីសមីការ 10.12 និង 10.15 ។

គេត្រូវបង្កើតដែក A_s ដោយតម្លៃអប្បបរមា $1.7l_d$ កាត់តាមចំណុចចុងនៃផ្នែក dap ឬ l_d កាត់ស្មាម ប្រេនលេខ 5 ហើយផ្គុំនៅខាងចុងរបស់ផ្ទាំងដោយផ្សារភ្ជាប់ទៅនឹង cross bar, angle ឬ plates ។ កេត្រូវបង្កើត ដែកតាមទិសដេក A_h ដូចគ្នា ហើយដែកបញ្ឈរ A_{sh} និងដែកបញ្ឈរ ឬដែកទ្រេត A_v ក៏ត្រូវបានផ្គុំដោយទំពាក់ (hook) តាមការទាមទាររបស់ ACI Code ។

លើសពីនេះកម្លាំងកាត់ nominal របស់ dap end ត្រូវបានកំណត់ត្រឹម

$$V_n \leq 0.30 f'_c b d \leq 1,000 b d \quad (10.16a)$$

សម្រាប់បេតុងទម្ងន់ធម្មតា,

$$V_n \leq \left(0.20 - \frac{0.07a}{d} \right) f'_c b d \quad (10.16b)$$

$$\text{ឬ} \quad V_n \leq \left(800 - \frac{280a}{d} \right) b d \quad (10.16c)$$

សម្រាប់ sand-lightweight ឬ all-lightweight concrete, ដោយយកមួយណាដែលតូចជាង ដែល a ជា shear span និង d ជាកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពរបស់ផ្ទាំង ។

១០.៥.១.៣. ដែករងកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងត្រង់កាច់ជ្រុង

Diagonal Tension at Reentrant Corner

គេទទួលបានដែកពង្រឹងដែលត្រូវការដើម្បីទប់ទល់នឹងស្នាមប្រេះដោយសារកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងទ្រេត ដែលរាលពិឆ្ឆិតនៅក្នុងត្រង់ប្រមូលផ្តុំនៅត្រង់កាច់ជ្រុងទៅកាន់ផ្នែកដែលមិន dapped ពីសមីការខាងក្រោម

$$A_{sh} = \frac{V_u}{\phi_y} \quad (10.17)$$

ដែល $\phi = 0.85$ ហើយ f_y ជា yield strength របស់ដែកពង្រឹង A_{sh} ។

១០.៥.១.៤. ដែករងកម្លាំងទាញអង្កត់ទ្រូងនៅក្នុង Dapped end

Diagonal Tension in the Dapped end

ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងលេខ៤ នៅក្នុង dapped end, គេត្រូវដាក់ដែកបន្ថែម A_s យ៉ាងណា ដើម្បីឱ្យស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal សរុប V_n បំពេញសមីការ

$$V_n = \frac{V_u}{\phi} = A_v f_y + A_h f_y + 2\lambda b d \sqrt{f'_c} \quad (10.18)$$

យ៉ាងហោចណាស់ក៏ត្រូវដាក់ដែកពាក់កណ្តាលនៃដែកពង្រឹងនេះបញ្ឈប់ ដូចនេះសមីការ 10.18 ឱ្យ

$$A_{v,\min} = \frac{1}{2f_y} \left(\frac{V_u}{\phi} - 2\lambda b d \sqrt{f'_c} \right) \quad (10.19)$$

ចំណាំថា ការគិតពីការធ្វើការទាមទារដូចខាងក្រោម៖

1. កម្ពស់របស់ dapped end យ៉ាងហោចក៏ស្មើពាក់កណ្តាលនៃកម្ពស់ផ្ទាំង លើកលែងកម្ពស់ផ្ទាំងធំជាង តម្រូវការ ។
2. ប្រសិនបើក្នុងត្រាំងពត់បង្កោងដែលគណនាសម្រាប់កម្ពស់ពេញលេញ (full depth) របស់មុខកាត់ ដោយ ប្រើបន្ទុកមេគុណ និង gross section properties ធំជាង $6\sqrt{f'_c}$ ភ្លាមៗពីក្រោយ dap, គេគួរដាក់ ដែកពង្រឹងបណ្តោយបន្ថែមនៅក្នុងផ្ទាំងដើម្បីបង្កើតស៊ីស្តង់ពត់បង្កោងតម្រូវការ ។
3. គេត្រូវដាក់ដែករងការទាញអង្កត់ទ្រូង A_{sh} ឱ្យកាន់តែក្បែរកាច់ជ្រុង ។ ដែកពង្រឹងនេះជាដែក បន្ថែមទៅលើដែករងកម្លាំងកាត់គណនា (design shear reinforcement) ដែលត្រូវការសម្រាប់មុខ កាត់ផ្ទាំងដែលមានកម្ពស់ពេញ ។

១០.៥.២. គណនាតំណរបស់ Dapped end Beam

Dapped-End Beam Connection Design

ឧទាហរណ៍ ១០.២៖ ផ្ទាំងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំង PCI standard 16RB28 ដែល dapped នៅខាងចុងសម្រាប់ bearing នៅលើ column corbel, រងនូវកម្លាំងកាត់ទំនាញមេគុណនៅខាងចុង $V_u = 110,000lb(489kN)$ និងកម្លាំងទាញតាមអ័ក្សតាមទិសដេក $N_u = 20,000lb(97.9kN)$ ។ គណនាដែករងការពត់បង្កោង ដែករង កម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ និងដែករងការទាញអង្កត់ទ្រូង A_s, A_{sh}, A_h និង A_v ដែលត្រូវការសម្រាប់ការពារស្នាម ប្រេះ ដែលបណ្តាលពី dapping នៃផ្ទាំងខាងចុង ។ ទិន្នន័យដែលគេឱ្យមាន $f'_c = 5,000 psi(34.5MPa)$ បេតុងទម្ងន់ស្រាល ហើយ $f_y = 60,000 psi(414Mpa)$ ។

ដំណោះស្រាយ៖

សន្មតថា shear span $a = 6in.(152mm)$, កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាព dapped-end $d = 16in.(406mm)$

និង $h = 18in.(457mm)$ ។

ដែករងការពត់ និងដែករងការទាញតាមអ័ក្ស A_s

$$\frac{N_u}{V_u} = \frac{20,000}{110,000} = 0.18 < 0.20$$

ដូចនេះ $N_u = 0.20 \times 110,000 = 22,000lb(97.9kN)$

$$\begin{aligned} A_s &= \frac{1}{\phi f_y} \left[V_n \left(\frac{a}{d} \right) + N_u \left(\frac{h}{d} \right) \right] \\ &= \frac{1}{0.75 \times 60,000} \left[110,000 \times \frac{6}{16} + 22,000 \times \frac{18}{16} \right] = 1.46in.^2 \end{aligned}$$

ដែករងកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ A_s និង A_h

ពីតារាង ១០.២, $\mu = 1.4\lambda$ ដែល $\lambda = 1.0$ ។ បន្ទាប់មក ពិសមីការ 10.14c ដែល b សម្រាប់មុខកាត់ 16RB28 ស្មើនឹង 16in.

$$\mu_e = \frac{1,000\lambda b h \mu}{V_u} = \frac{1,000 \times 1.0 \times 16 \times 18 \times 1.4}{110,000} = 3.67 > \mu_e \text{ អនុញ្ញាតអតិបរមា} = 3.4$$

ដូចនេះ ប្រើ $\mu_e = 3.4$ ។ បន្ទាប់មក ពិសមីការ 10.5

$$\begin{aligned} A_s &= \frac{1}{\phi f_y} \left(\frac{2V_u}{3\mu_e} + N_u \right) = \frac{1}{0.75 \times 60,000} \left(\frac{2 \times 110,000}{3 \times 3.4} + 22,000 \right) = 0.96in.^2 \\ &< A_s = 1.46in.^2 \text{ បានមកពីលើមុន} \end{aligned}$$

ដូចនេះ ប្រើ $A_s = 1.46in.^2(9.1cm^2)$ ។ នោះដែក 3#7 = 1.80in.² ដែលគ្រប់គ្រាន់ ។

ពិសមីការ 10.4b

$$A_n = \frac{N_u}{\phi f_y} = \frac{22,000}{0.75 \times 60,000} = 0.49in.^2(3.0cm^2)$$

ពិសមីការ 10.13. ដែករងកម្លាំងកាត់តាមទិសដេកកាត់តាមកម្ពស់របស់ផ្ទៃមុខ $A_h = 0.5(A_s - A_n) = 0.5(1.29 - 0.43) = 0.43in.^2(2.77cm^2)$ ។ ដូចនេះ សាកល្បងដែក 2#3 = 2(2 × 0.11) = 0.44in.² (2.84cm²) ដែលគេត្រូវផ្ទៀងផ្ទាត់វាជាបន្តបន្ទាប់ ។ តាមការត្រួតពិនិត្យពិសមីការ 10.16a វេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal គឺ

$$V_n \text{ ដែលអាចកើតមាន} = 800bd = 800 \times 16 \times 16 = 204,800lb$$

$$V_n \text{ តម្រូវការ} = \frac{V_u}{\phi} = \frac{110,000}{0.75} = 146,667lb < 204,800lb \quad \text{O.K.}$$

ដែកពង្រឹងបញ្ឈររងការទាញអង្កត់ទ្រូងនៅកាត់ជ្រុង

ពិសមីការ 10.19

$$A_{sh} = \frac{V_u}{\phi f_y} = \frac{110,000}{0.75 \times 60,000} = 2.45 in.^2 (15.3 cm^2)$$

ដូចនេះ សាកល្បងដែកកងបិទជិត #4 , $A_s = 2 \times 0.20 = 0.40 in.^2$ ។ ចំនួនរបស់ដែកកង $2.16 / 0.4 = 5.4$

ដូចនេះប្រើ 6#4 ដែលត្រូវបានប្រមូលផ្តុំនៅមុំកាច់ជ្រុង ។

ដែកពង្រឹងការទាញអង្កត់ទ្រូង A_v នៅក្នុង Dapped End

ពីសមីការ 10.19

$$A_v = \frac{1}{2 f_v} \left(\frac{V_u}{\phi} - 2 \lambda b d \sqrt{f'_c} \right)$$

រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal របស់បេតុងស្មុទ្ធពី

$$2 \lambda b d \sqrt{f'_c} = 2 \times 1.0 \times 16 \times 16 \sqrt{5,000} = 36,204 lb$$

បន្ទាប់មក
$$A_v = \frac{1}{2 \times 60,000} \left(\frac{110,000}{0.75} - 36,204 \right) = 0.92 in.^2$$

សាកល្បងដែកកងអក្សរ U 4#4 = $4(2 \times 0.20) = 1.60 in.^2$ ។ ពិសេសមុន, $A_h = 0.44 in.^2$ ។ ដូចនេះ

ពីសមីការ 10.18 រេស៊ីស្តង់ កម្លាំងកាត់ nominal សរុបរបស់មុខកាត់គឺ

$$\begin{aligned} V_n \text{ ដែលអាចកើតមាន} &= A_v f_y + A_h f_y + 2 \lambda b d \sqrt{f'_c} \\ &= 1.60 \times 60,000 + 0.44 \times 60,000 + 36,034 \\ &= 158,434 > \frac{V_u}{\phi} = 146,667 lb \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ត្រួតពិនិត្យតម្រូវការ Development Length សម្រាប់ការផ្គត់

ដែកពង្រឹង A_s គឺ 3#7 ។ ពិការាង ១០.៣, សម្រាប់ដែក #7 , $f'_c = 5,000 psi$ និង $l_d = 42 in.$ ។

កម្ពស់ផ្ទៃមេដែលមិន dapped = $2 ft 4 in. = 28 in.$ ហើយ development length សរុប = $28 - d + l_d =$

$28 - 16 + 42 = 54 in.$ ។ ដោយសារ development length អប្បបរមា $l_d = 42 in.$ ប្រើ $l_d = 54 in.$

= $4 ft 6 in. (108 cm)$ ។

ដែកពង្រឹង A_h គឺដែកអក្សរ U #4 ។ ដូចនេះពិការាង ១០.៣, $1.7 l_d = 32 in. (81 cm)$ ពីក្រោយផ្ទៃមេ

dap ។ រូបទី ១០.៥ បង្ហាញពីការលំអិតដែកសម្រាប់តំណផ្ទៃមេ dapped ។

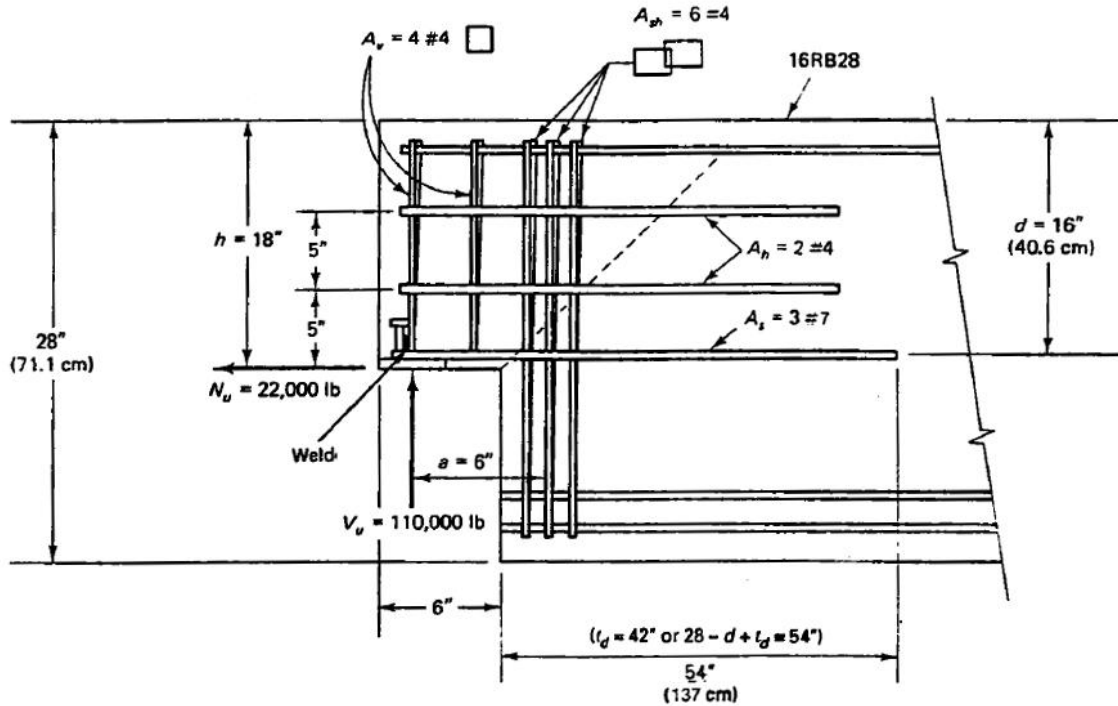


Figure 10.5 Reinforcing details for dapped-end beam connection in Example 10.2.

១០.៦. Brackets និង Corbel បេតុងអារម៉េ

Reinforced Concrete Brackets and Corbels

Corbel ជាផ្នែក cantilever ខ្លី ដែលផលធៀប shear span លើកម្ពស់ a/d មិនត្រូវធំជាង 1.0 ។ វាវងកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ V_u និងកម្លាំងទាញតាមទិសដេក N_u ។ ផ្នែក 5.14 នៅក្នុងជំពូក៥, design flowchart នៅក្នុងផ្នែក 5.14.4 និងឧទាហរណ៍ ៥.៧ បង្ហាញពីកម្លាំងសង្កត់ និងការអនុវត្តនៃទ្រឹស្តី shear-friction នៅក្នុងការសិក្សាគណនា corbel ។ ការលំអិតសរសៃដែករបស់គណនាជាការងារដ៏សំខាន់មួយដើម្បីទទួលបានជោគជ័យក្នុងការសិក្សាគណនា corbel ដោយគិតពីលទ្ធភាពរបស់វាដើម្បីទប់ទល់នឹងអនុវត្តកម្លាំងអនុវត្តន៍។ សរសៃដែកលំអិតរបស់ corbel គួរត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១០.៦ ។

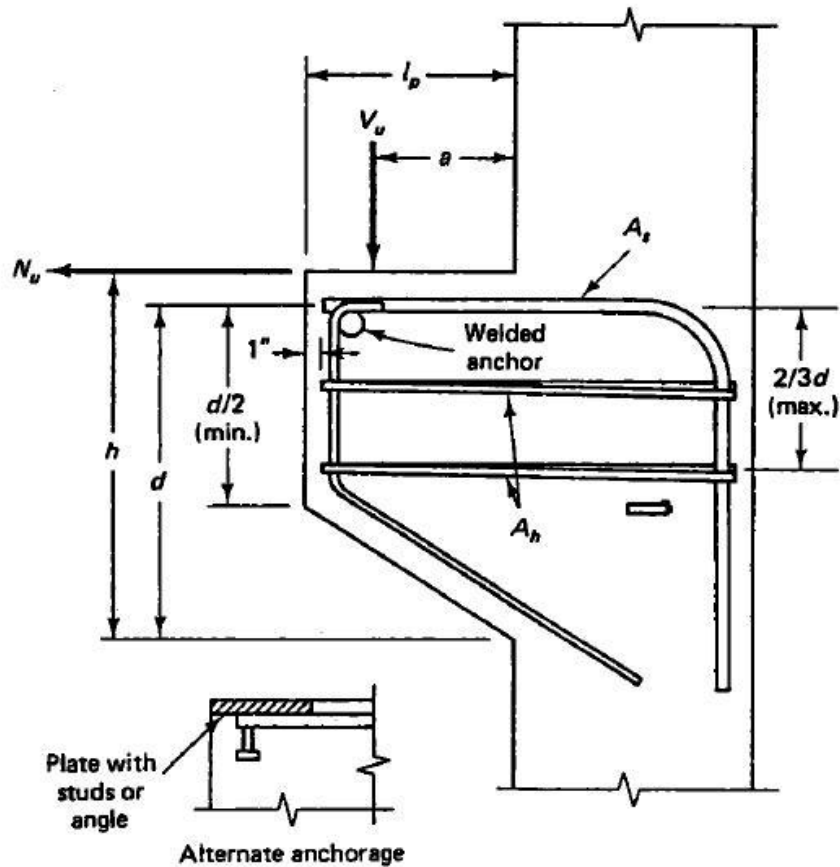


Figure 10.6 Typical corbel reinforcing details (see also Example 5.7.).

១០.៧. ផ្នែកលយចេញរបស់ថ្នើមបេតុងអារម៉េ (Concrete Beam Ledges)

គេប្រើ beam ledge ដើម្បីទ្រទ្រង់កម្រិតចំណុចចុងថ្នើមបេតុងប្រែក្នុងត្រង់ចាក់ស្រាប់តាមទិសទីនឹង ហើយ វាធ្វើការក្នុងទម្រង់ស្រដៀងគ្នានឹង corbel ដែរ ។ កំលាំងដោយផ្ទាល់ដែលធ្វើអំពើលើ ledge អាចបង្កឱ្យមានស្នាម បញ្ជ្រាបដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១០.៧ ។ ប្រសិនបើបន្ទុកជាបន្ទុកមិនជាប់ ហើយមកពីជ្រុងម្ខាង, ledge beam ក្នុង ទម្រង់អក្សរ L ធ្វើអំពើដូច spandrel beam និងរងម្ល៉ឹងរមូលបន្ថែមពីលើកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់ ។ ការគណនា ledge beam គឺអនុវត្តតាមការសិក្សាគណនា និងឧទាហរណ៍នៅក្នុងជំពូក៥ ។ នៅក្នុងមេរៀននេះបង្ហាញពីការ សិក្សាគណនាដែករងកម្លាំងកាត់សម្រាប់ cantilevering ledge ដែលជាទូទៅមានផលធៀប shear span លើ កម្ពស់ l_p/d តូចជាង ឬស្មើនឹង 0.5 ។

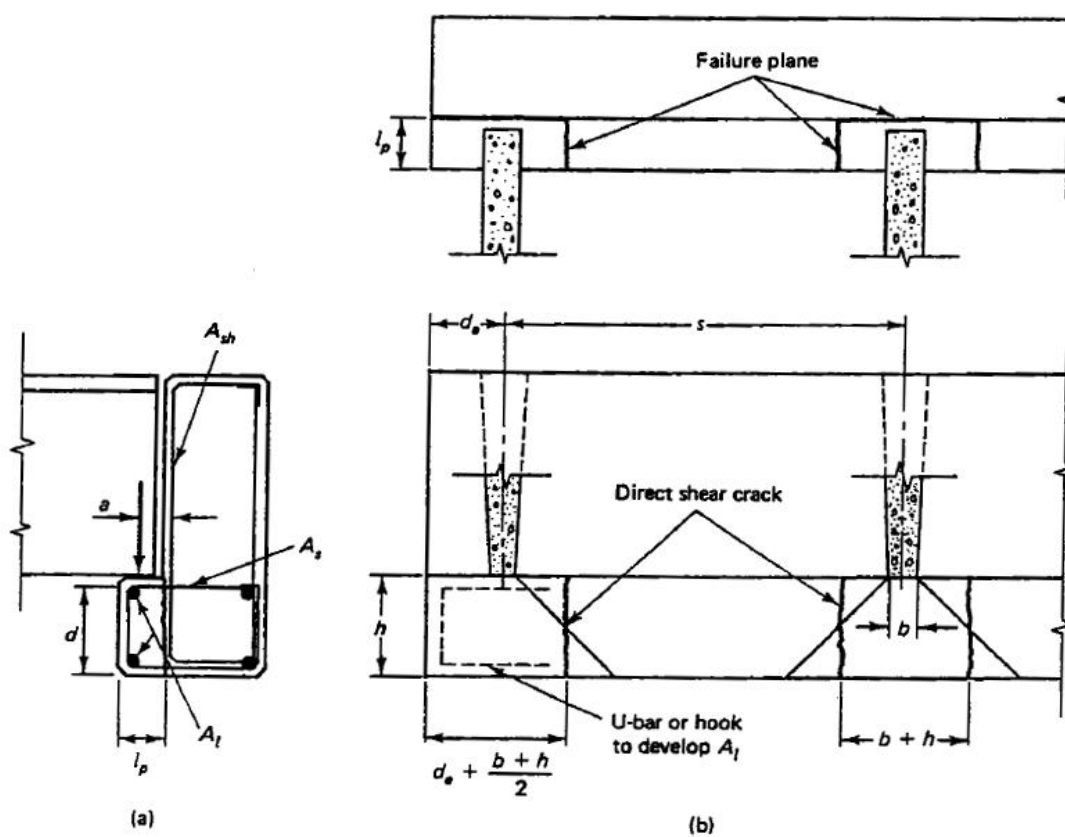


Figure 10.7 Connection design for beam ledges. (a) Ledge beam cross section. (b) Plan and elevation.

គេត្រូវកំណត់ស្មើស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ nominal របស់ ledge ត្រង់កាត់ជ្រុងដោយតម្លៃតូចជាងគេក្នុង ចំណោមតម្លៃដែលទទួលបានពីសមីការ និងក្រោមលក្ខខណ្ឌដែលគេឱ្យដូចខាងក្រោម

$$1. s > b + h$$

$$V_n = 3h\lambda\sqrt{f'_c}(2l_p + b + h) \quad (10.20a)$$

$$V_n = h\lambda\sqrt{f'_c}(2l_p + b + h + 2d_e) \quad (10.20b)$$

$$2. s < b + h \text{ និងបន្ទុកចំណុចស្មើគ្នា}$$

$$V_n = 1.5h\lambda\sqrt{f'_c}(2l_p + b + h + s) \quad (10.21a)$$

$$V_n = h\lambda\sqrt{f'_c}\left(l_p + \frac{b+h}{2} + d_e + s\right) \quad (10.21b)$$

ដែល l_p = ប្រវែងនយចេញរបស់ ledge

b = ទទឹងរបស់ bearing area

h = កម្ពស់របស់ ledge

s = គំណត់នៃបន្ទុកចំណុច

d_e = ចម្ងាយពីអ័ក្សនៃបន្ទុកទៅចុងធ្នឹម

ប្រសិនបើ ledge ទ្របន្ទុកជាប់ ឬបន្ទុកចំណុចដែលមានគំណត់ក្បែរគ្នា គេកំណត់ស្តីស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ nominal របស់មុខកាត់ ledge ពី

$$V_n = 24h\lambda\sqrt{f'_c} \quad (10.22)$$

ដែល V_n ជាកម្លាំងកាត់ក្នុងមួយឯកតាប្រវែង ។ យ៉ាងហោចណាស់ គេត្រូវឱ្យស្តីស្តង់ដារគណនា V_u ស្មើនឹងកំលាំងមេគុណ $V_u = \phi V_n$ សម្រាប់ $\phi = 0.85$ ។ ប្រសិនបើបន្ទុកមេគុណអនុវត្តន៍ V_u ធំជាងស្តីស្តង់ដារគណនា ដូចដែលកំណត់ពីសមីការ 10.20, 10.21 ឬ 10.22, គេត្រូវដាក់ដែកពិសេសដែលគណនាស្រដៀងគ្នាទៅនឹងដែកដែលត្រូវការនៅក្នុងចុង dapped beam ដូចដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 10.5 ។ នៅក្នុងករណីនេះ គេត្រូវកំណត់ដែករងការពត់ A_s ពីសមីការ ១០ ។ ១២, ដែកពង្រឹងរងការទាញអង្កត់ទ្រូងបញ្ឈរ (hanger) A_{sh} ពីសមីការ 10.17 ហើយដែកពង្រឹងបន្ថែម A_t ដែលដាក់នៅសរសៃខាងលើ និងសរសៃខាងក្រោមរបស់ ledge ពី

$$A_t = \frac{200l_p d}{f_y} \quad (10.23)$$

ដែល A_t ជាក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកបណ្តោយនៅក្នុង ledge ។ គេដាក់ដែកពង្រឹង A_{sh} ដោយគំណត់ស្មើគ្នាលើទទឹង $6h$ នៃជ្រុងនីមួយៗរបស់ bearing ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាងពាក់កណ្តាលចម្ងាយទៅកាន់បន្ទុកបន្ទាប់ ។ គំណត់ដែកមិនត្រូវធំជាងកម្ពស់ ledge h ឬ $18in.$ ហើយ A_{sh} ត្រូវបានសិក្សាគណនាសម្រាប់ ledge ដែលមិនត្រូវបន្ថែមទៅលើដែករងកម្លាំងកាត់ និងដែករងកម្លាំងរមួលរបស់ ledge beam សរុប ។

១០.៧.១. ការគណនាតំណភ្ជាប់ធ្នឹមឈរចេញ (Design of Ledge Beam Connection)

ឧទាហរណ៍ ១០.៣: គ្រឿងបង្កកប្រមាណអគារចំណតរថយន្តត្រូវបានផ្សំឡើងពី 10 ft -wide double-T ត្រូវបានទ្រនៅមុខកាត់ធ្នឹមអក្សរ L ស្តង់ដារ ។ គេត្រូវដាក់ជើងរបស់ double-T យ៉ាងណានៅលើគ្រប់ចំណុចទាំងអស់នៅលើ ledge ។ កម្លាំងកាត់មេគុណបញ្ឈរខាងចុង $V_u = 24,000\text{ lb}(107\text{ kN})$ ក្នុងជើងមួយ និងកម្លាំងទាញតាមទិសដេក $N_u = 5,000\text{ lb}(22.4\text{ kN})$ ក្នុងជើងមួយ ។ គណនាស្តីស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ nominal របស់ ledge និងសិក្សាគណនាដែកប្រសិនបើចាំបាច់ ។ គេឱ្យ

$$b = 4in.$$

$$h = 12in.$$

$$d = 10.5in.$$

$$l_p = 6in.(15cm)$$

$$s = 48in.(122cm)$$

$$f'_c = 5,000 psi(34.5MPa) \text{ បេតុងទម្ងន់ស្រាល}$$

$$f_y = 60,000 psi(414MPa)$$

ដំណោះស្រាយ:

$$V_u = 24,000lb$$

$$N_u = 5,000lb$$

$$s = 48in.$$

$$b + h = 4 + 12 = 16in.$$

$$\text{តម្លៃអប្បបរមាបស់ } d_e = \frac{1}{2}b = 2in.$$

$$2l_p + b + h = 2 \times 6 + 4 + 12 = 28in.$$

ដោយសារ $s > b + h$ និង $d_e < 2l_p + b + h$ ហើយអនុវត្តសមីការ 10.20b ហើយរេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ដែលអាចកើតមាន $V_n = h\lambda\sqrt{f'_c}(2l_p + b + h + 2d_e) = 12 \times 1.0\sqrt{5,000}(2 \times 6 + 4 + 12 + 2 \times 2) = 27,153lb$ ($120.8kN$) ។ ដូចនេះរេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់គណនា $V_u = \phi V_n = 0.75 \times 27,153 = 20,365lb <$ កម្លាំងកាត់មេគុណ $V_u = 24,000lb$ ហើយយើងត្រូវប្រើដែកពង្រឹងដែលគណនាដូចដែកពង្រឹងសម្រាប់មុខកាត់ dapped ដែរ ។

ដែករងការពត់បង្គោង A_s

$$\text{Shear span } a \cong 3l_p / 4 + 1.5 = 3 \times 6 / 4 + 1.5 = 6in.(15cm)$$

ដោយសារ $N_u / V_u = 5,000 / 24,000 = 0.21 > 20\%$ ដូចនេះគេប្រើ $N_u = 5,000lb$ ។

ពីសមីការ 10.12

$$\begin{aligned} A_s &= \frac{1}{\phi f_y} \left[V_u \left(\frac{a}{d} \right) + N_u \left(\frac{h}{d} \right) \right] \\ &= \frac{1}{0.85 \times 60,000} \left[24,000 \frac{6}{10.5} + 5,000 \frac{12}{10.5} \right] = 0.38in.^2 (2.45cm^2) \end{aligned}$$

ដោយសារ $6h = 6 \times 12 > s / 2 = 24in.$, បែងចែកដែកពង្រឹង $s / 2 = 24in.$ នៅជ្រុងនីមួយៗនៃបន្ទុក ។

ទទឹងរបស់ band សម្រាប់ការដាក់ដែករងការពត់បង្គោង $A_s = 2 \times 24 = 48in.$ ហើយគំលាតដែកអតិបរមា $h = 12in.$ ។ ដូចនេះប្រើដែក 4#3 នៅក្នុង band width $48in.$ នីមួយៗ $= 0.44in.^2 >$ ដែកតម្រូវការ $0.38in.^2$ ។ ដូចនេះ ដាក់ដែកបន្ថែមពីរនៅត្រង់ចុងផ្ទាំងដើម្បីផ្តល់ដែកសមមូលសម្រាប់ជើងផ្ទាំងដែលដាក់កែវខាងចុង ។

ដែកបញ្ជ្រាងការទាញអង្កត់ទ្រូង A_{sh}

ពីសមីការ 10.17

$$A_{sh} = \frac{V_u}{\phi_y} = \frac{24,000}{0.75 \times 60,000} = 0.53 \text{ in.}^2 (3.42 \text{ cm}^2)$$

លើ hand width 48in. ។ ដូចនេះ $A_{sh} / ft = 0.47 / 4 = 0.12 \text{ in.}^2 / ft$ ឬ #3@11in. ។ ជាវិបាកប្រើដែកកងបិទជិត 5#3 នៅក្នុង bad width 48in. = $0.55 \text{ in.}^2 >$ មុខកាត់ដែកតម្រូវការ 0.53 in.^2 ។ បន្ទាប់មក សម្រាប់ការងារអនុវត្តន៍ ប្រើចំនួន និងគំណាត់ដូចគ្នាសម្រាប់ដែក A_s និង A_{sh} (ដែកកងបិទជិត 5#3) ។ ចំណាំថា មានតែជើងម្ខាងរបស់ដែកកង A_{sh} ត្រូវបានគិតបញ្ចូលទៅក្នុងមុខកាត់នៃ 5#3 ដើម្បីផ្តល់ការប្រមូលផ្តុំតម្រូវការនៃដែកកែវកាច់ជ្រុង ។

ដែកបណ្តោយ A_l

ពីសមីការ 10.23

$$A_l = \frac{200 l_p d}{f_y} = \frac{200 \times 6 \times 10.5}{60,000} = 0.21 \text{ in.}^2$$

សម្រាប់ការងារអនុវត្តន៍ ប្រើដែក #4 មួយនៅត្រង់កាច់ជ្រុងរបស់ ledge ដោយឱ្យ $4\#4 = 0.80 \text{ in.}^2$ (អង្កត់ផ្ចិត 12.7mm) $> 0.21 \text{ in.}^2$, O.K ។

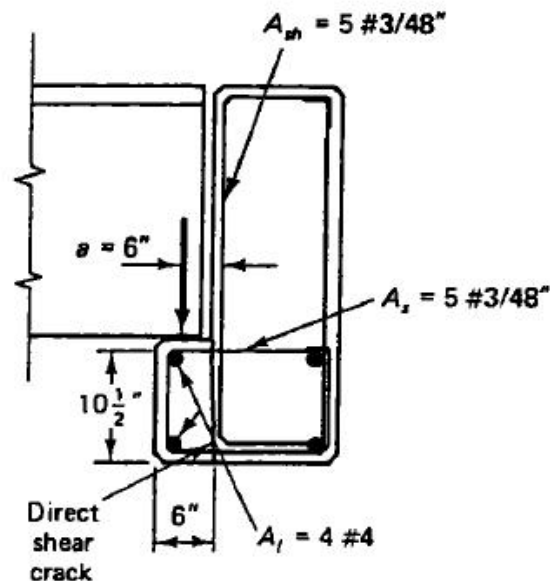


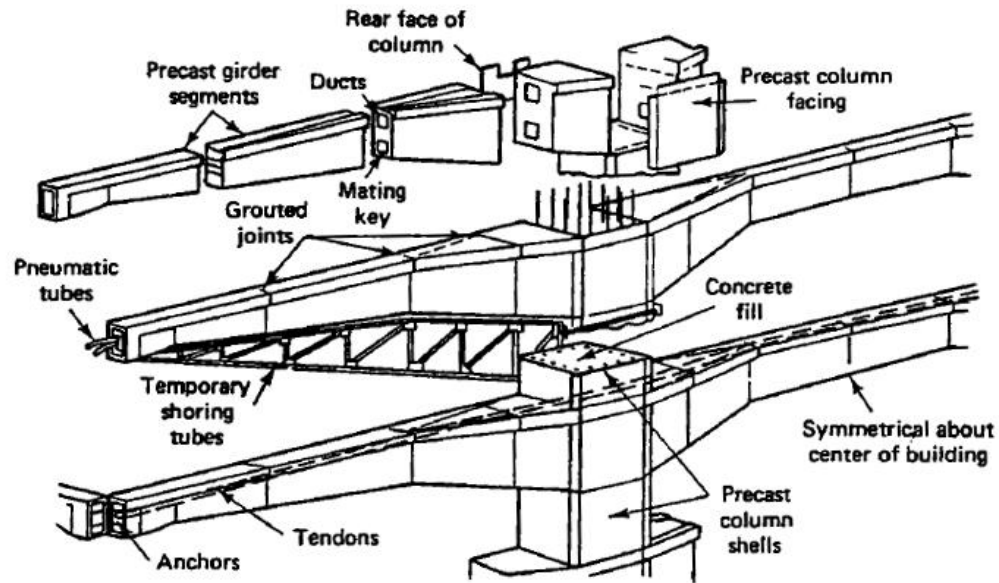
Figure 10.8 Ledge connection reinforcement in Example 10.3.

ជាការពិត ការគណនាដែលមានលក្ខណៈពេញលេញទាមទារការវិភាគកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរមួលរបស់ មុខកាត់សរុបដើម្បីទប់ទល់នឹងកម្លាំងកាត់សរុបដែលបញ្ជូនដោយជើងរបស់ double-T ទាំងអស់ និងម្ល៉ឹងរមួល ដែលកើតឡើងដោយការអនុវត្តរបស់កម្លាំងចាកផ្ចិតពីជើងរបស់ double-T ។ ការរៀបរាប់ពីក្រឡាផ្ទៃដៃកែច្នៃ របស់ ledge ដែលបានគណនានៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះជាក្រឡាផ្ទៃដៃកែច្នៃដែលទៅលើលើដែករងកម្លាំងទាញ និង ដែករងកម្លាំងរមួលដែលទាមទារសម្រាប់ធ្វើសរុប ។

រូបទី ១០.៨ បង្ហាញពីការលំអិតរបស់សរសៃដែកសម្រាប់តំណ ledge, ប៉ុន្តែមិនបានរាប់បញ្ចូលដែករងកំ- លាំងទាញ និងដែករងកម្លាំងរមួលដែលត្រូវសិក្សាសម្រាប់ធ្វើអក្សរ L ទាំងមូល ។

១០.៨. លំអិតតំណដែលបានជ្រើសរើស (Selected Connection Details)

ដូចដែលបានរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 10.1 តំណជាគ្រឿងភ្ជាប់ចំបងនៅក្នុងប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្កំទាំងមូល ដែល ការធ្វើការរបស់វាកំណត់ថាគ្រឿងបង្កំមានសុវត្ថិភាព និងមានស្ថេរភាព ។ ដូចនេះ design engineer ត្រូវមានការ ប្រយ័ត្នយ៉ាងខ្លាំងក្នុងការសិក្សាគណនា និងជ្រើសរើសនូវមុខកាត់ដែលសមស្របសម្រាប់មូលហេតុ សុវត្ថិភាព និង សេដ្ឋកិច្ច ។ ពីររូបទី ១០.៩ ដល់រូបទី ១០.១៦ មានបង្ហាញពីការលំអិតនៃប្រភេទតំណដែលបានជ្រើសរើសជាច្រើន ។



Beam assembly showing precast elements, temporary truss and prestressing

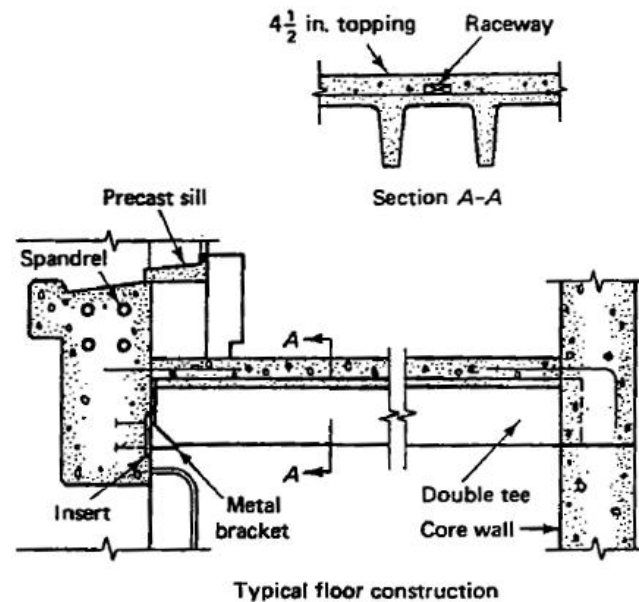


Figure 10.9 Construction method and typical joint details in Gulf Life Prestressed Building, Jacksonville, Florida.

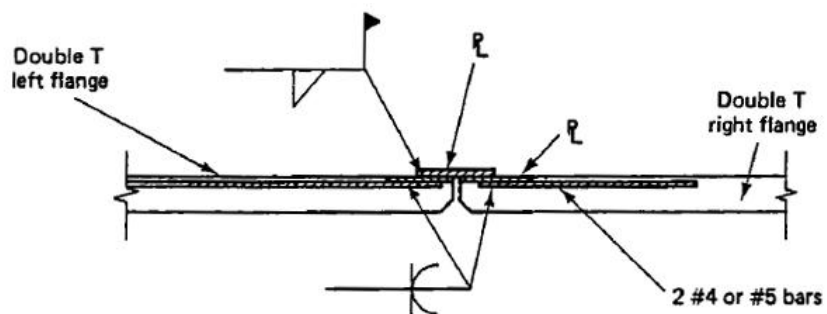


Figure 10.10 Connection of double-T flanges if no composite-action concrete topping is used.

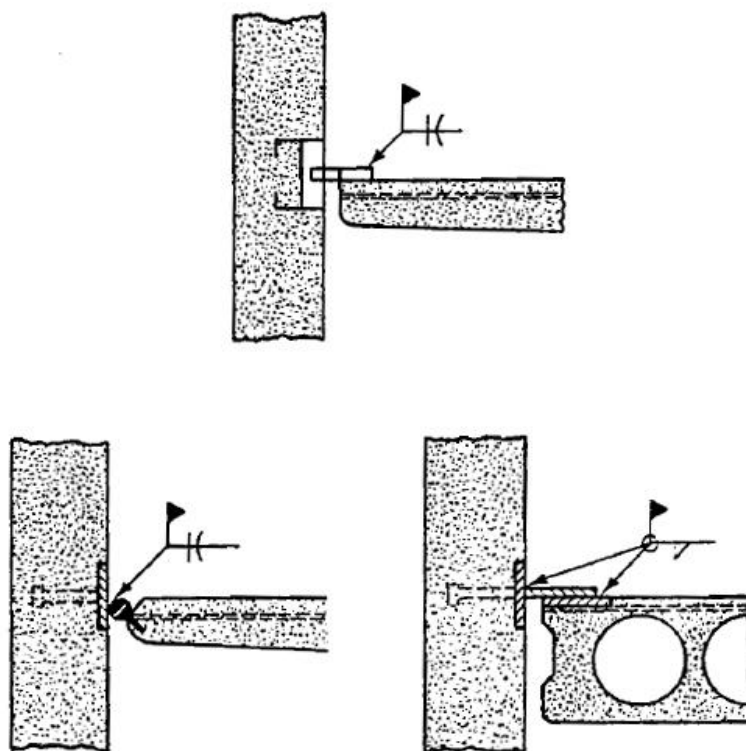


Figure 10.11 Typical precast floor-to-wall connections.

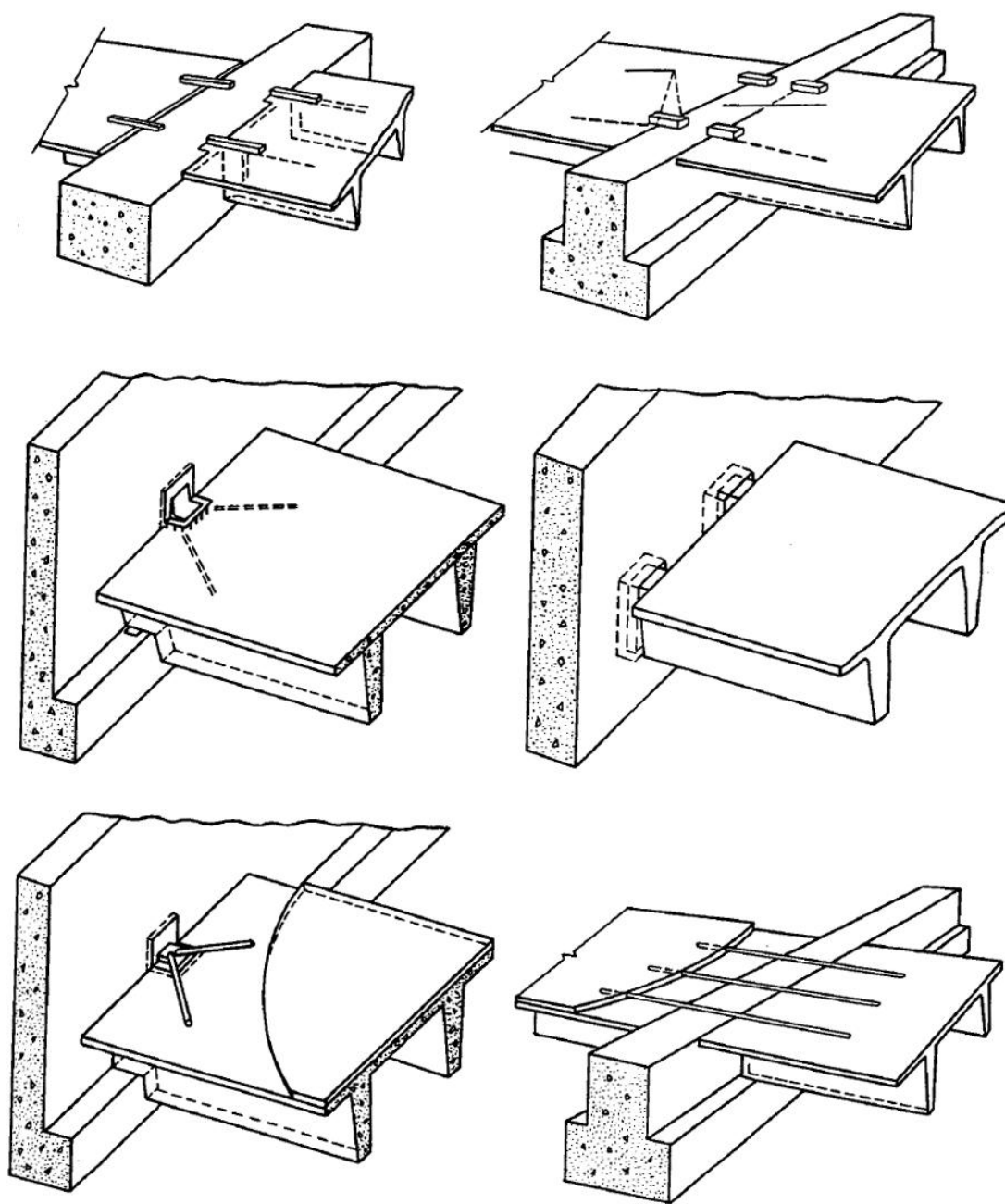


Figure 10.12 Typical double-T connections.

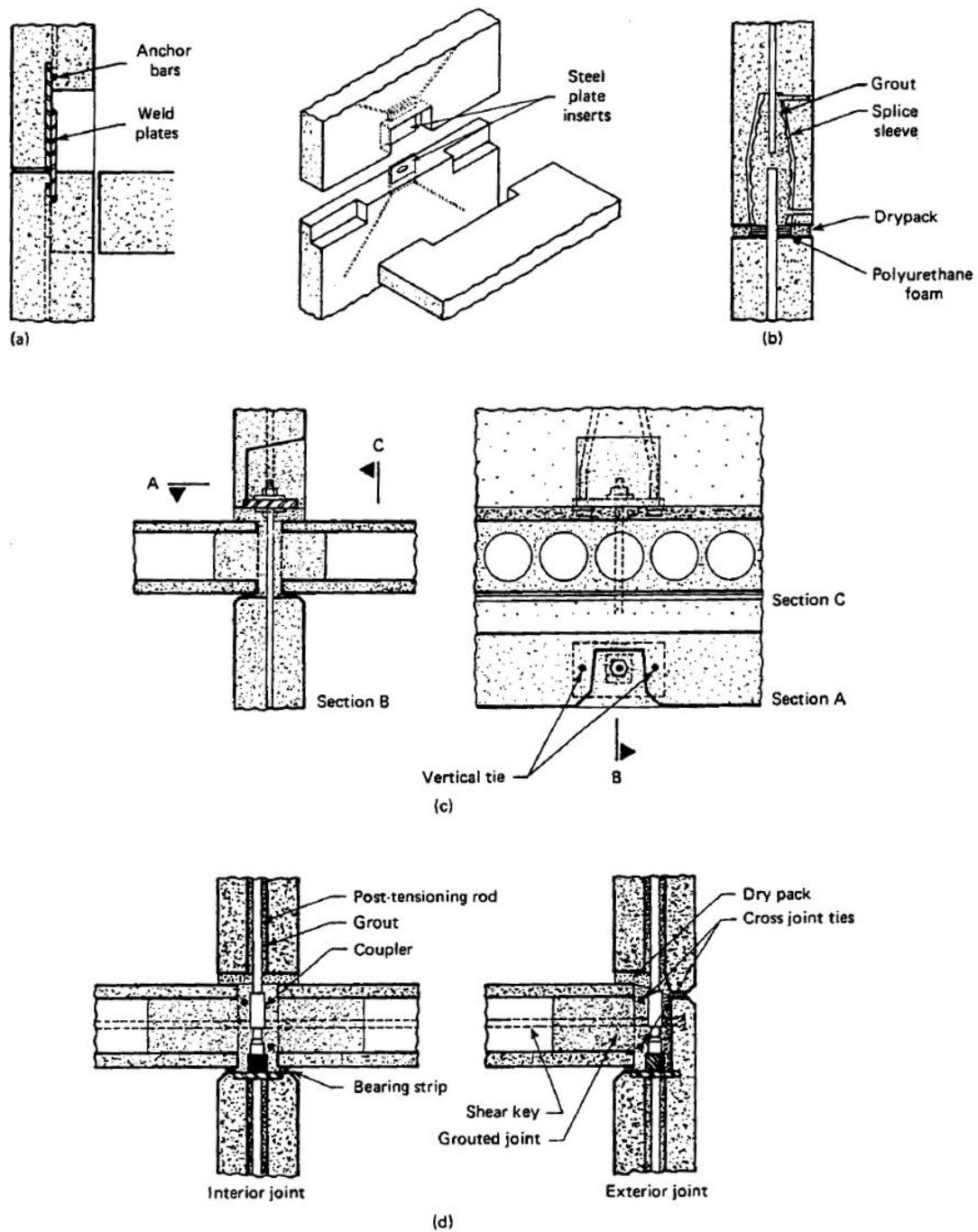


Figure 10.13 Connections through horizontal joints. (a) Weld plates. (b) Grouted splice sleeve. (c) Plate-bolt connections. (d) Post-tensioned connection.

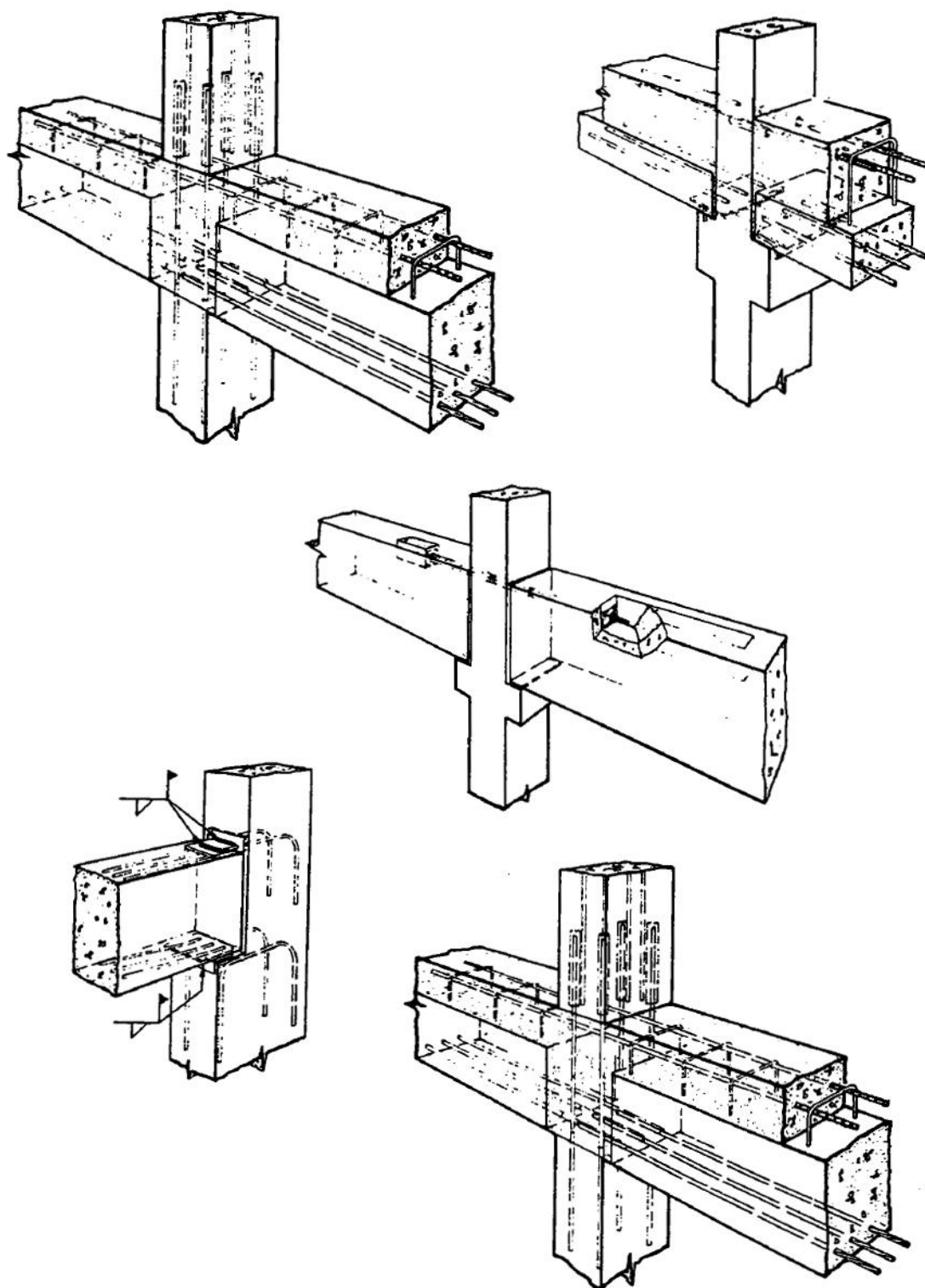


Figure 10.14 Moment connections.

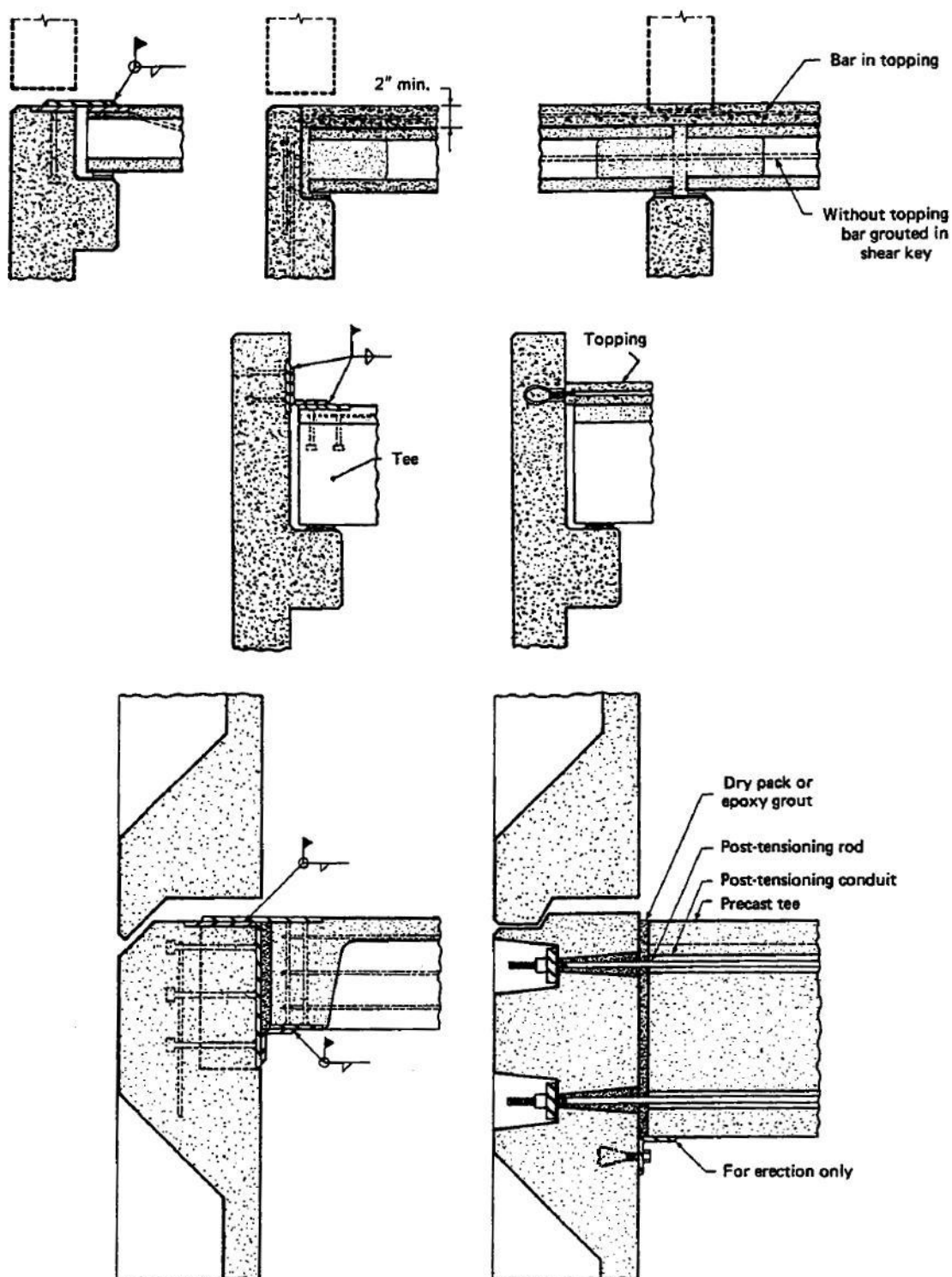


Figure 10.15 Floor-to-bearing wall connections.

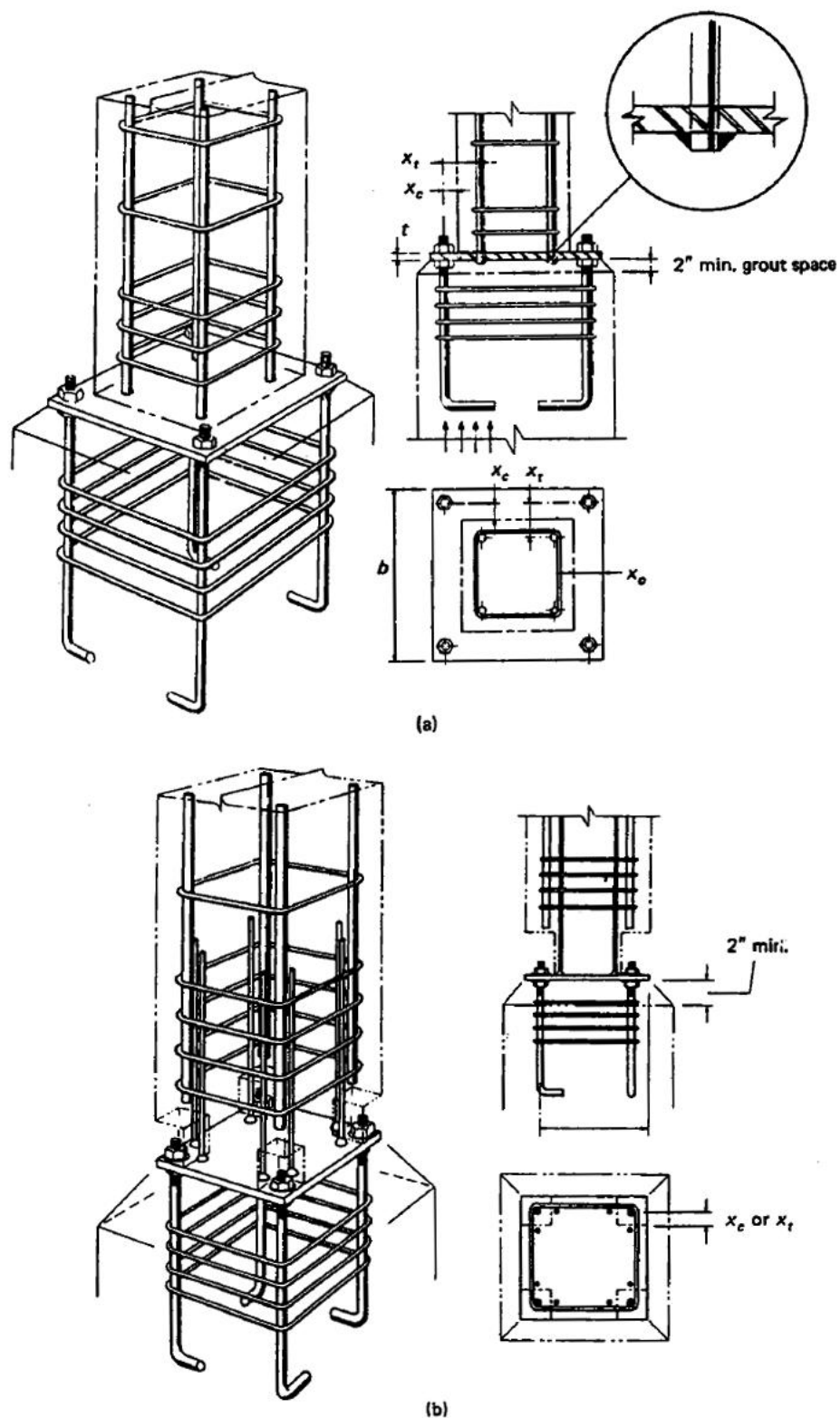


Figure 10.16 Column base connections. (a) Base plate larger than column. (b) Flush base plate.

ចំណោទ

១០.១. សិក្សាគណនាដែកពង្រឹងខាងចុងចាំបាច់ដើម្បីការពារ bearing stress ដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់បញ្ឈរ ខាងចុង $V_u = 125,000lb(556kN)$ និងកម្លាំងទាញតាមទិសដេក $N_u = 24,000lb(107kN)$ នៅក្នុងផ្ទាំងថត-កោណ PCI 16RB28 ដែលទ្រនៅខាងចុងផ្ទាំងដោយ pad ទំហំ $5in. \times 5in.$ ។ យក $f'_c = 5,000 psi$ ($34.47MPa$) បេតុងទម្ងន់ធម្មតា និង $f_y = 60,000 psi(413.7MPa)$ ។

១០.២. ប្រសិនបើផ្ទាំងនៅក្នុងចំណោទ ១០.១ ត្រូវបាន dapped នៅខាងចុងរបស់វា និងឈរលើ corbel បេតុង តូរសិក្សាគណនាដែកទប់នឹងការបង្កោង និងដែកទប់នឹងកម្លាំងកាត់ដោយផ្ទាល់សម្រាប់ dapped end ដើម្បីការពារស្នាមប្រេះកម្លាំងកាត់ និងការបាក់ ។

១០.៣. ដោះស្រាយ ឧទាហរណ៍ ១០.៣ សម្រាប់បន្ទុកមេគុណ $V_u = 29,000lb(128kN)$ និង $N_u = 2,500lb$ ($11.1kN$) ។

XI. អាងស្តុករាងមូល និងដំបូលកោងបេតុងប្រកុងត្រាំង

Prestressed Concrete Circular Storage Tanks and Shell Roofs

១១.១. សេចក្តីផ្តើម (Introduction)

ជាទូទៅ អាងរាងមូលបេតុងប្រកុងត្រាំងជាបន្ទប់ដ៏ល្អបំផុតនៃទម្រង់គ្រឿងបង្ក និងសម្ភារៈសម្រាប់ស្តុកសារធាតុរាវ និងសារធាតុរឹង។ ការធ្វើការរបស់វាអស់រយៈពេលជាងកន្លះសតវត្សបង្ហាញថា នៅពេលដែលគេសិក្សាគណនាវាជាមួយនឹងជំនាញ និងការយកចិត្តទុកដាក់គួរសម វាអាចធ្វើការបាន ៥០ឆ្នាំ ឬច្រើនជាងនេះដោយគ្មានការថែទាំធំដុំទេ។

កិច្ចខិតខំប្រឹងប្រែងដំបូងក្នុងការប្រើកម្លាំងប្រកុងត្រាំងវិជ្ជមានលើគ្រឿងបង្ករាងមូលគឺធ្វើឡើងដោយ W.S. Hewett ដែលបានអនុវត្តគោលការណ៍ tie rod និងគោលការណ៍វិក្កាល (turnbuckle principle) នៅដើមទសវត្សឆ្នាំ ១៩២០ ។ ប៉ុន្តែដែកពង្រឹងដែលមាននៅពេលនោះមាន yield strength ទាបណាស់ ដែលកំណត់នូវកុងត្រាំងទាញអនុវត្តន៍មិនឱ្យធំជាង 30,000 *psi* ឬ 35,000 *psi* (206.9 ទៅ 241.3 *MPa*) ។ ជាការពិត កំហុសបង្កប្រកុងត្រាំងរយៈពេលយូរដ៏ធំដែលបណ្តាលពី concrete creep, shrinkage និង steel relaxation សឹងតែលុបបំបាត់កម្លាំងប្រកុងត្រាំង។ ដោយសារក្រោយមក គេរកឃើញដែកដែលមានរេស៊ីស្តង់ខ្ពស់ នៅក្នុងទសវត្សឆ្នាំ ១៩៤០ J.M. Crom បានបង្កើតដោយជោគជ័យនូវគោលការណ៍ high-tensile wire ជុំវិញជញ្ជាំងរាងមូលរបស់អាងបេតុងប្រកុងត្រាំង។ តាំងពីពេលនោះមក គ្រឿងបង្កស្តុករាងមូលជាង 3,000 ត្រូវបានកសាងឡើងដោយមានទំហំអង្កត់ផ្ចិតផ្សេងៗ។ អាងស្តុកដែលមានទំហំធំជាងគេមានអង្កត់ផ្ចិតរហូតដល់ 300 *ft* (92*m*) ។

គុណសម្បត្តិដ៏ចម្បងក្នុងការធ្វើការ និងសេដ្ឋកិច្ចនៃការប្រើកម្លាំងប្រកុងត្រាំងវិជ្ជមានក្នុងអាងបេតុងពិលើដែកពង្រឹងធម្មតាគឺការមិនអនុញ្ញាតឱ្យមានស្នាមប្រេះ។ កុងត្រាំងសង្កត់វិជ្ជមាន (circumferential “hugging” hoop stress in compression) ដែលផ្តល់ដោយការរុំដែកប្រកុងត្រាំងពីខាងក្រៅជុំវិញអាងស្តុករាងមូលគឺជាបច្ចេកទេសធម្មជាតិសម្រាប់លុបបំបាត់ស្នាមប្រេះ នៅក្នុងជញ្ជាំងខាងក្រៅដែលបណ្តាលពីសម្ពាធរបស់សារធាតុរឹងសម្ពាធខ្ពស់ និងបន្ទុកសារធាតុរឹងដែលអាងស្តុក។ បច្ចេកទេសផ្សេងទៀតក្នុងការធ្វើប្រកុងត្រាំងវិជ្ជមានដោយប្រើ tendon មួយៗផ្គុំជាប់ទៅនឹងជន្លល់ត្រូវបានប្រើប្រាស់យ៉ាងទូលំទូលាយនៅអឺរ៉ុបជាងនៅអាមេរិកខាងជើង ដោយសារមូលហេតុសេដ្ឋកិច្ចក្នុងតំបន់ និងបច្ចេកទេស។

អាងស្តុកដែលប្រើប្រកុងត្រាំងវិជ្ជមាន ហើយដែលអាចចាក់នៅនឹងកន្លែង ឬចាក់ស្រាប់ជាកំណាត់ៗ ដែលរួមមានអាងស្តុកទឹក អាងទឹកស្អុយ silo អាងស្តុកប្រេង និងសារធាតុគីមី គ្រឿងបង្កស្ថានីយមូលប្រេងនៅកណ្តាលសមុទ្រ (offshore oil platform structure), cryogenic vessel និង nuclear reactor pressure vessels ។

គេចាត់ទុកគ្រឿងបង្កើនទាំងនេះជាកម្រាលកោងស្តើង (thin shell) ដោយសារផលធៀបដ៏ស្រួចនៃកម្រាលស្តើង អង្កត់ផ្ចិតរបស់វា ។ ដោយសារមិនអនុញ្ញាតឱ្យមានស្នាមប្រេះក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ គេរំពឹងថា shell ធ្វើការជា លក្ខណៈអេឡាស្ទិកក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ និងក្រោមលក្ខណៈបន្ទុកលើស (overload condition) ។

១១.២. គោលការណ៍ និងដំណើរការសិក្សាគណនា (Design Principles and Procedures)

១១.២.១. កម្លាំងខាងក្នុង (Internal Loads)

ពិចារណាពីការធ្វើការរបស់អាងរាងមូលដែលពាក់ព័ន្ធនឹងការពិនិត្យទាំងសម្ពាធខាងក្នុងដែលបណ្តាលពី សម្ភារៈដែលផ្ទុកនៅខាងក្នុងមានអំពើលើមុខកាត់កម្រាលជញ្ជាំងកោងស្តើង (thin-wall cylindrical shell) និងកម្លាំងប្រែក្លាយត្រង់ radial ខាងក្រៅ និងពេលខ្លះកម្លាំងប្រែក្លាយត្រង់បញ្ឈរដែលធ្វើឱ្យកម្លាំងខាង ក្នុងមានលំនឹង ។ សម្ពាធខាងក្នុងជាសម្ពាធ radial ដេក ប៉ុន្តែប្រែប្រួលតាមទិសបញ្ឈរដែលអាស្រ័យទៅនឹងប្រភេទ សម្ភារៈដែលផ្ទុកនៅក្នុងអាង ។ ប្រសិនបើសម្ភារៈជាទឹក ឬជាអង្គធាតុរាវ សម្ពាធបញ្ឈរពង្រាយទៅលើជញ្ជាំងអាង មានរាងត្រីកោណ ជាមួយនឹងអាំងតង់ស៊ីតេអតិបរមានៅត្រង់បាតរបស់ជញ្ជាំង ។ សារធាតុឧស្ម័ននឹងផ្តល់សម្ពាធ ដេកថេរលើកម្ពស់ទាំងមូលរបស់ជញ្ជាំង ។ ការពង្រាយសម្ពាធបញ្ឈររបស់សម្ភារៈដែលមានលក្ខណៈដុំគ្រាប់ ដូចជា ធូលីថ្ម ឬគ្រាប់ធញ្ញជាតិមានរាងស្រដៀងគ្នានឹងការពង្រាយសម្ពាធរបស់ឧស្ម័នមកលើជញ្ជាំងអាងដែរ ។ រូបទី ១១.១ បង្ហាញពីការពង្រាយសម្ពាធសម្រាប់ករណីនៃការដាក់បន្ទុកទាំងបីនេះ ។

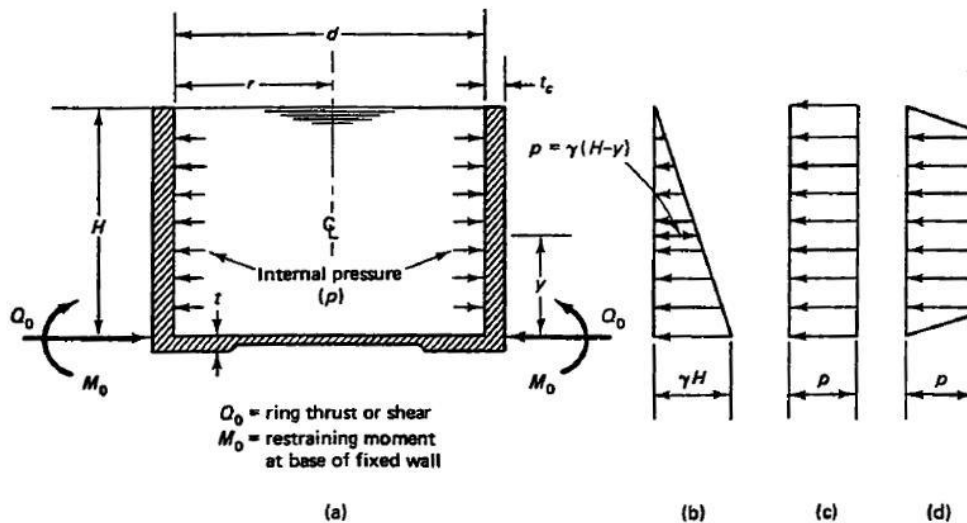


Figure 11.1 Tank internal pressure diagrams. (a) Tank cross section, showing radial shear Q_0 and restraining moment M_0 at base for fixed-base walls. (b) Liquid pressure, triangular load. (c) Gaseous pressure, rectangular load. (d) Granular pressure, trapezoidal load.

ទ្រឹស្តីអេឡាស្ទិចមូលដ្ឋានរបស់ cylindrical shell អនុវត្តទៅលើការសិក្សាវិភាគ និងទៅលើការសិក្សាគណនាជញ្ជាំងរបស់អាងប្រកុងត្រាំង ។ កម្លាំងកង (ring force) បង្កកម្លាំងទាញកង (ring tension) នៅក្នុងជញ្ជាំងស៊ីឡាំងស្តើង (thin cylindrical wall) ដោយសន្មត់គ្មានការទប់ (unrestrained) នៅខាងចុងនៃមុខកាត់ដេកនីមួយៗទេ ។ ទំហំរបស់កម្លាំងគឺសមាមាត្រទៅនឹងសម្ពាធដែលអនុវត្តនៅខាងក្នុង និងគ្មានម៉ូម៉ង់បញ្ឈរកើតមានតាមកម្ពស់របស់ជញ្ជាំងទេ ។ ប្រសិនបើចុងរបស់ជញ្ជាំងត្រូវបានទប់ (restrained) ទំហំរបស់ ring force ប្រែប្រួល ហើយម៉ូម៉ង់ពត់នឹងកើតមាននៅក្នុងមុខកាត់បញ្ឈររបស់ជញ្ជាំងអាង ។ ដូចនេះទំហំរបស់ ring force និងម៉ូម៉ង់បញ្ឈរជាអនុគមន៍នៃកម្រិតនៃការទប់របស់ cylindrical shell នៅត្រង់ព្រំដែនរបស់វា ហើយវាត្រូវបានគណនាពីទ្រឹស្តីកម្រាលកោងអេឡាស្ទិច (elastic shell theory) ។

បន្ទុកសារធាតុរាវនៅលើបាតរអិលដោយសេរី

Liquid Load on Freely Sliding Base

ពីមេកានិចមូលដ្ឋាន (basic mechanics), ring force គឺ

$$F = \frac{pd}{2} = pr \quad (11.1a)$$

ហើយកុងត្រាំងកង (ring stress) គឺ

$$f_R = \frac{pd}{2t} = \frac{pr}{t} \quad (11.1b)$$

ដែល d = អង្កត់ផ្ចិតរបស់ស៊ីឡាំង

r = កាំរបស់ស៊ីឡាំង

t = កម្រាស់ជញ្ជាំង

p = សម្ពាធដកត្តាខាងក្នុងត្រង់បាតជញ្ជាំង = γH

γ = ទំងន់មាឌរបស់សម្ភារៈដែលផ្ទុកនៅក្នុងអាង ។

Tensile ring stress នៅត្រង់គ្រប់ចំណុចពីខាងក្រោមផ្ទៃរបស់សម្ភារៈដែលផ្ទុកនៅក្នុងអាងក្លាយជា

$$f_R = \gamma(H - y) \frac{d}{2t} = \gamma(H - y) \frac{r}{t} \quad (11.2a)$$

ដែល H ជាកម្ពស់របស់សារធាតុរាវ ហើយ y ជាចម្ងាយពីលើបាត ។ Ring force ដែលត្រូវគ្នាគឺ

$$F = \gamma(H - y)r \quad (11.2b)$$

ដូចក្នុងសមីការ 11.1b, Tensile ring stress អតិបរមានៅត្រង់បាតរបស់ជញ្ជាំងដែលរអិលដោយសេរីសម្រាប់

$y = 0$ ក្លាយជា

$$f_R(\max) = \frac{\gamma Hd}{2t} = \frac{\gamma hr}{t} \quad (11.2c)$$

បន្ទុកឧស្ម័ននៅលើបាតដែលអិលដោយសេរី

Gaseous Load on Freely Sliding Base

ម្ដងទៀតពីគោលការណ៍មេកានិចមូលដ្ឋាន, tensile ring stress ថេរគឺ

$$f_R = \frac{pd}{2t} = \frac{pr}{t} \quad (11.3)$$

ចំណាំថា គេត្រូវប្រើទំហំអង្កត់ផ្ចិតតាមទ្រឹស្តីដែលគិតពី centerline ដែលមានលក្ខណៈស្មុកស្មាញ តែដោយសារផលធៀប t/d មានទំហំតូចពេក ដូចនេះគេអាចប្រើអង្កត់ផ្ចិតខាងក្នុង d បាន។

បន្ទុកអង្គធាតុរាវ និងបន្ទុកឧស្ម័ននៅលើបាតជញ្ជាំងដែលទប់

Liquid and Gaseous Load on Restrained Wall Base

ប្រសិនបើបាតរបស់ជញ្ជាំងត្រូវបានបង្កប់ ឬ pinned, នោះគេលុបចោល ring tension នៅត្រង់បាត។ ដោយសារការបង្កប់នៅត្រង់បាត នោះគេមិនអាចអនុវត្ត simple membrane theory របស់ shell ដែលបណ្តាលពីកំហូចទ្រង់ទ្រាយដោយសារ restraining force នៅត្រង់បាតជញ្ជាំង។ គេចាំបាច់ធ្វើការបំប្លែងម៉ូម៉ង់ពត់ទៅជា membrane stress ហើយលំដោកចេញ (deviation) របស់ ring tension នៅត្រង់បង្អស់កណ្តាលរបស់កម្ពស់ជញ្ជាំងត្រូវបានគិតជាតម្លៃប្រហាក់ប្រហែល និងត្រូវបានរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 11.3 ។

ប្រសិនបើម៉ូម៉ង់ពត់បញ្ឈរនៅក្នុងបង្អស់ជញ្ជាំងរបស់ជញ្ជាំងនៅត្រង់កម្ពស់ណាមួយគឺ M_y , ក្នុងត្រាំងបង្កោង (flexural stress) បេតុងរងការសង្កត់ ឬរងការទាញក្លាយជា

$$f_t = f_c = \frac{M_y}{S} = \frac{6M_y}{t^2} \quad \text{ក្នុងមួយឯកតាកម្ពស់} \quad (11.4)$$

ការពង្រាយក្នុងត្រាំងបង្កោងលើកម្រាស់របស់ជញ្ជាំងអាងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.២ ។

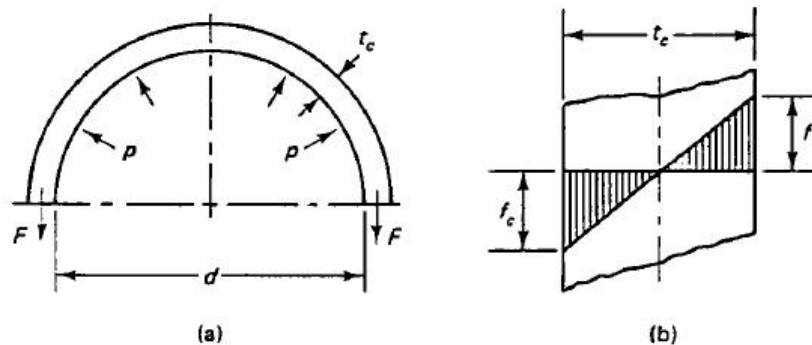


Figure 11.2 Ring tension and flexural stresses. (a) Ring tension internal force F in the horizontal section. (b) Flexural stress due to bending moment M in the wall thickness of the vertical section.

១១.២.២. ម៉ូម៉ង់ទប់ M_o និងកម្លាំងកាត់ Radial Q_o នៅត្រង់បាតជញ្ជាំងដែលរអិលដោយសេរីដែលកើតពីសម្ពាធសារធាតុរាវ

Restraining Moment M_o and Radial Shear Force Q_o at Freely Sliding Wall Base Due to Liquid Pressure

១១.២.២.១. Membrane Theory

ការសិក្សាពីកម្លាំង និងកុងត្រង់នៅក្នុងជញ្ជាំងអាងរាងមូលគ្មានស្នាមប្រេះជាការវិភាគកម្រាលរាងកោងស៊ីឡាំងដែលធ្វើការជាលក្ខណៈអេឡាស្ទិច ។ ប្រសិនបើ shell មិនខូចទ្រង់ទ្រាយក្រោមឥទ្ធិពលរបស់សម្ពាធសារធាតុរាវខាងក្នុង គេអាចអនុវត្តសមីការលំនឹង basic membrane បាន ។ កម្លាំងតាមបណ្តោយឯកតា N_y , កម្លាំងឯកតាវិល (circumferential unit force) N_θ និងកម្លាំងកាត់ឯកតាត្រង់ផ្ចិត $N_{y\theta}$ និង $N_{\theta y}$ ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុង differential element នៃរូបថត ១១.៣ (b) ។ ចំណាំថា អញ្ញាតទាំងបួននេះធ្វើអំពើនៅក្នុងប្លង់របស់ shell ។

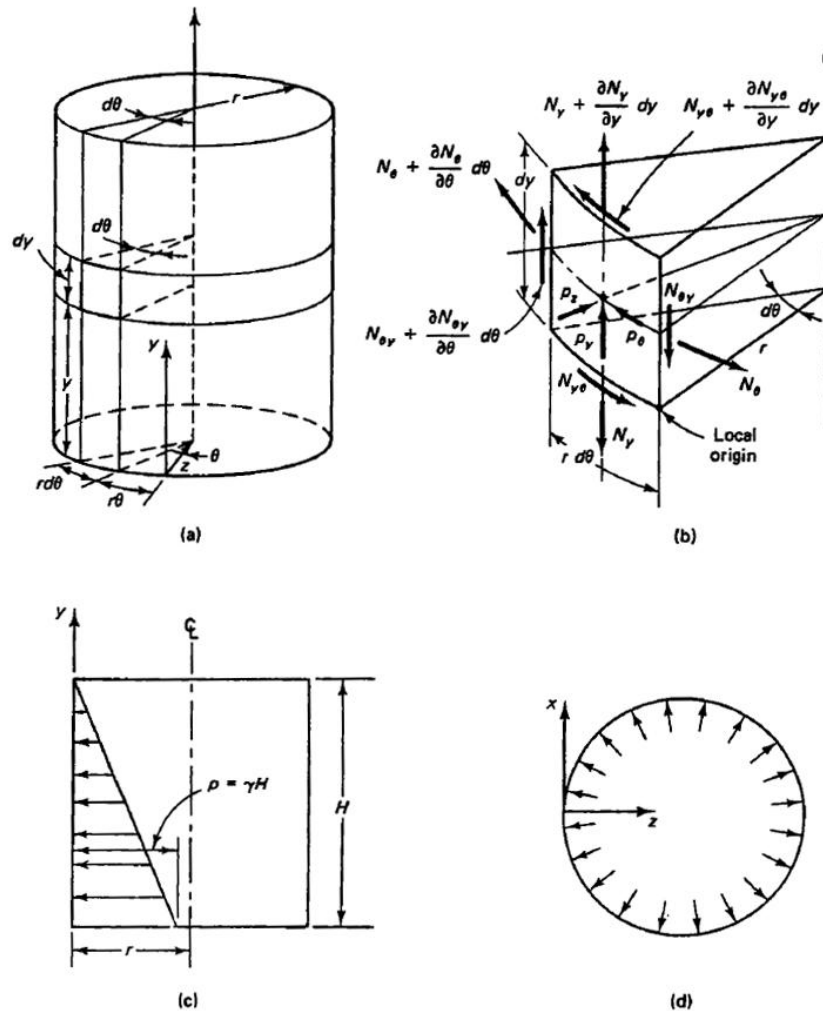


Figure 11.3 Membrane forces in cylindrical tank. (a) Tank shell geometry. (b) Shell membrane forces. (c) Liquid-filled tank elevation. (d) Axisymmetrical internal pressure at any horizontal plane.

សមីការលំនឹងមូលដ្ឋានបីសម្រាប់កម្លាំងឯកតាអញ្ជាតទាំងបួននេះគឺ

$$\frac{\partial N_\theta}{\partial \theta} + r \frac{\partial N_{y\theta}}{\partial y} + p_\theta r = 0 \quad (11.5a)$$

$$r \frac{\partial N_y}{\partial y} + r \frac{\partial N_{\theta y}}{\partial \theta} + p_y r = 0 \quad (11.5b)$$

$$\frac{N_\theta}{r} + p_z = 0 \quad (11.5c)$$

ដែល $\partial N_{y\theta} = \partial N_{\theta y}$ គឺបណ្តាលមកពីការដាក់ស៊ីមេទ្រី ។ ដូចនេះចំនួនអញ្ជាតត្រូវបានកាត់បន្ថយមកនៅត្រឹមបី ដែលបង្ហាញពីគ្រឿងបង្កកំណត់ដោយស្ថានីយដែលរងតែនឹងកម្លាំងដោយផ្ទាល់ ។ សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក axisymmetric ដូច បង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៣ (d), $p_\theta = p_y = 0$ ហើយ $p_z = p \cdot f(y)$ ។ ការដាក់បន្ទុកបែបនេះមិនអាស្រ័យនឹង θ ទេ ។ ដូចនេះ

$$p_z = -\gamma(H - y) \quad (11.6)$$

ហើយដំណោះស្រាយរបស់សមីការ 11.5 គឺ

$$N_{y\theta} = N_y = 0$$

$$\text{ហើយ} \quad N_\theta = \gamma(H - y)r \quad (11.7)$$

១១.២.២.២. ទ្រឹស្តីបទតង់បង្គោង (Bending Theory)

ការណែនាំពីការទប់ (restraint) នៅត្រង់ព្រំដែនរបស់អាងនាំឱ្យមាន radial horizontal shear និងម៉ូម៉ង់បញ្ឈរនៅក្នុង shell ។ ដូចនេះ សមីការកម្លាំង membrane ដែលបង្ហាញនៅក្នុងផ្នែកលើកមុនត្រូវបានកែប្រែដោយការដាក់បន្ថែមម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងកាត់ ។ សមីការដែលកែប្រែត្រូវកំណត់ជា bending theory របស់ circular shell ដែលទ្រឹស្តីនេះគិតទាំងតម្រូវការភាពត្រូវគ្នានៃបម្រែបម្រួលរាងធៀប (strain compatibility) នៅក្នុងកំហូចទ្រង់ទ្រាយដែលបង្កឡើងដោយការកើតមានកម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់ខាងលើ ។

ម៉ូម៉ង់ពត់ និង central shear នៅក្នុងកម្រាលរាងកោងស៊ីឡាំងដែលរងបន្ទុក axisymmetric ត្រូវបានបង្ហាញដោយរូបទី ១១.៤ ។ ធាតុអនុតូច ABCD បង្ហាញពីចំនុចអនុវត្តន៍ និងទិសដៅរបស់ម៉ូម៉ង់ឯកតា M_y ធៀបនឹងអ័ក្ស x និង M_θ ធៀបអ័ក្ស y , circumferential unit moment $M_{y\theta}$ និង $M_{\theta y}$, កម្លាំងកាត់កែងឯកតា Q_y ដែលមានអំពើនៅក្នុងប្លង់នៃកំរោងកោងបញ្ឈរ និងកែងទៅនឹង shell axis ហើយ unit radial shear Q_θ ដែលមានអំពើកាត់តាមកាំ shell នៅក្នុងប្លង់ដែលស្របនឹង shell ។

ធ្វើតម្រូវផលនៃម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងកាត់នៅក្នុងរូបទី ១១.៤ ទៅលើកម្លាំងនៅក្នុងរូបទី ១១.៣ (b) បង្កើតបានសមីការលំនឹងខាងក្រោម៖

$$\frac{\partial N_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial N_{y\theta}}{\partial y} - Q_\theta + p_\theta r = 0 \quad (11.8a)$$

$$\frac{\partial N_y}{\partial y} r + \frac{\partial N_{\theta y}}{\partial \theta} + p_y r = 0 \quad (11.8b)$$

$$\frac{\partial Q_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial Q_y}{\partial y} r + N_\theta + p_z r = 0 \quad (11.8c)$$

$$\frac{\partial M_y}{\partial y} r + \frac{\partial M_{y\theta}}{\partial y} + Q_y r = 0 \quad (11.8d)$$

$$\frac{\partial M_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial M_{y\theta}}{\partial y} r - Q_\theta r = 0 \quad (11.8e)$$

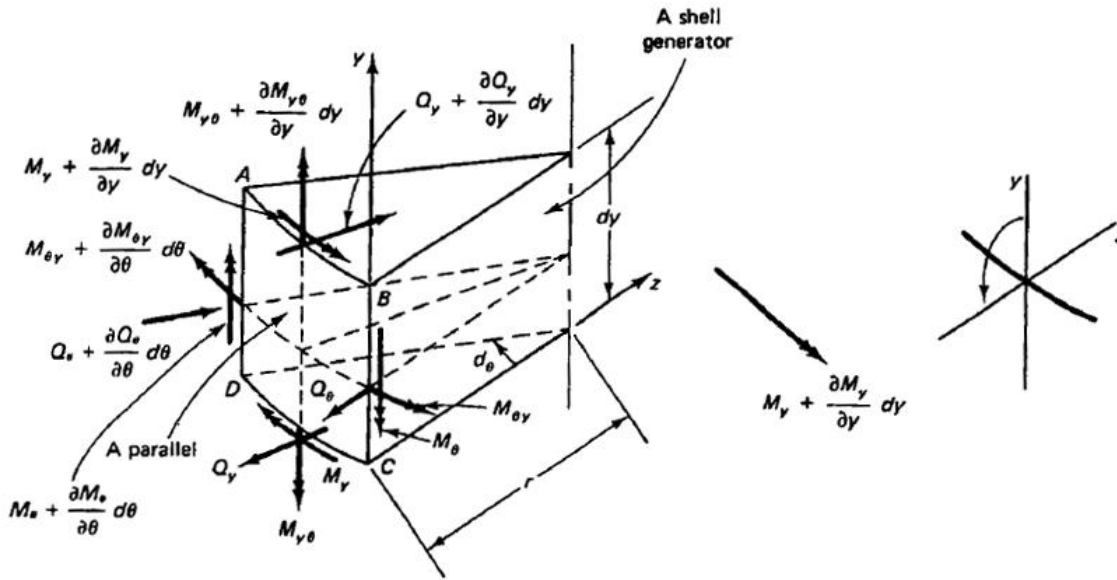


Figure 11.4 Bending moments and normal shears in a cylindrical shell wall.

ដោយសារភាពស៊ីមេទ្រីនៃការដាក់បន្ទុក, $N_{y\theta} = N_{\theta y} = M_{\theta y} = M_{y\theta} = 0$ ហើយគេអាចមិនគិត dQ_θ ដែលកាត់បន្ថយសមីការឌីផេរ៉ង់ស្យែលដោយផ្នែក 11.8 មកជាសំនុំនៃសមីការឌីផេរ៉ង់ស្យែលធម្មតា (ordinary differential equation)

$$\frac{dN_y}{dy} r + p_y r = 0 \quad (11.9a)$$

$$\frac{dQ_y}{dy} r + N_\theta + p_z r = 0 \quad (11.9b)$$

$$-\frac{dM_y}{dy} r + Q_y r = 0 \quad (11.9c)$$

ជាមួយនឹង central membrane forces N_y ថេរ ហើយគេយកវ៉ាល្លេនឹងសូន្យ នោះគេអាចសរសេរសមីការដែលនៅសល់ 11.9b និង 11.9c ក្នុងទម្រង់សម្រួលដូចខាងក្រោមដែលមានអញ្ញាតបី N_θ , Q_y និង M_y :

$$\frac{dQ_y}{dy} + \frac{1}{r} N_\theta = -p_z \quad (11.10a)$$

$$\frac{dM_y}{dy} - Q_y = 0 \quad (11.10b)$$

ដើម្បីដោះស្រាយសមីការទាំងនេះ គេត្រូវគិតពីបំណាស់ទី និងសមីការធរណីមាត្រ ។

សមីការកម្លាំង

ប្រសិបើ v និង w ជាបំណាស់ទីនៅក្នុងទិស y និង z នោះបម្រែបម្រួលរាងឯកតានៅក្នុងទិសទាំងនេះគឺ

$$\varepsilon_y = \frac{dv}{dy}$$

ហើយ $\varepsilon_\theta = -\frac{w}{r}$

ហើយគេទទួលបាន

$$N_y = \frac{Et}{1-\mu^2} (\varepsilon_y + \mu\varepsilon_\theta) = \frac{Et}{1-\mu^2} \left(\frac{dv}{dy} - \mu \frac{w}{r} \right) = 0 \quad (11.11a)$$

និង $N_\theta = \frac{Et}{1-\mu^2} (\varepsilon_\theta + \mu\varepsilon_y) = \frac{Et}{1-\mu^2} \left(-\frac{w}{r} + \mu \frac{dv}{dy} \right) \quad (11.11b)$

ដែល $\mu =$ ផលធៀបព័រសុង

$t =$ កម្រាស់របស់ជញ្ជាំង

ពីសមីការ 11.11a

$$\frac{dv}{dy} = \mu \frac{w}{r} \quad (11.12a)$$

ពីសមីការ 11.11b

$$N_\theta = -Et \frac{w}{r} \quad (11.12b)$$

សមីការម៉ូម៉ង់

ដោយសារភាពស៊ីមេទ្រី កំណោងនៅក្នុងទិសវណ្ណមិនមានប្រែប្រួលទេ ដូចនេះ កំណោងនៅក្នុងទិស y ត្រូវស្មើនឹង $-d^2v/dy^2$ ។ ដោយប្រើសមីការម៉ូម៉ង់ដូចគ្នាសម្រាប់កម្រាលអេឡាស្ទិចស្មើ (thin elastic plate)

គេទទួលបាន

បាន

$$M_\theta = \mu M_y \quad (11.13a)$$

$$M_y = -D \frac{d^2w}{dy^2} \quad (11.13b)$$

ដែល $D = Et^3 / 12(1 - \mu^2)$ ជាភាពរឹងក្រាញ់ទប់ការពត់បង្គោលរបស់កម្រាលកោង (shell) ឬកម្រាល (plate)

បញ្ចូលសមីការ 11.12 និង 11.13 ទៅក្នុងសមីការ 11.10 គេទទួលបាន

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(D \frac{d^2 w}{dy^2} \right) + \frac{Et}{r^2} w = p_z \quad (11.14)$$

ប្រសិនបើកម្រាលជញ្ជាំង t ថេរ នោះសមីការ 11.14 ក្លាយជា

$$D \frac{d^4 w}{dy^4} + \frac{Et}{r^2} w = p_z \quad (11.15)$$

ដោយយក $\beta^4 = \frac{Et}{4r^2 D} = \frac{3(1 - \mu^2)}{(rt)^2}$

សមីការ 11.15 ក្លាយជា

$$\frac{d^4 w}{dy^4} + 4\beta^4 w = \frac{p_z}{D} \quad (11.16)$$

សមីការ 11.16 ស្រដៀងនឹងសមីការដែលទទួលសម្រាប់អង្គត់ផ្ទុកដែលមានភាពរឹងក្រាញ់ D ដែលទ្រដោយគ្រឹះ

អេឡាស្ទិចជាប់ និងប្រឈមនឹងអំពើនៃរាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកឯកតា p_z ។ ដំណោះស្រាយទូទៅនៃសមីការនេះ

សម្រាប់ radial displacement ក្នុងទិស z គឺ

$$w = e^{\beta y} (C_1 \cos \beta y + C_2 \sin \beta y) + e^{-\beta y} (C_3 \cos \beta y + C_4 \sin \beta y) + f(y) \quad (11.17)$$

ដែល $f(y)$ ជាដំណោះស្រាយទូទៅនៃសមីការ 11.16 ជា membrane solution ដែលឱ្យនូវបំលាស់ទី

$$w = \frac{p_z r^2}{Et}$$

១១.២.៣. សមីការទូទៅនៃកម្លាំង និងបំលាស់ទី

General Equations of Forces and Displacements

ដោយដោះស្រាយសមីការ 11.17 និងបញ្ចូលនូវនិមិត្តសញ្ញាខាងក្រោម

$$\Phi(\beta y) = e^{-\beta y} (\cos \beta y + \sin \beta y)$$

$$\Psi(\beta y) = e^{-\beta y} (\cos \beta y - \sin \beta y)$$

$$\theta(\beta y) = e^{-\beta y} \cos \beta y$$

$$\zeta(\beta y) = e^{-\beta y} \sin \beta y$$

គេអាចកំណត់សមីការសម្រាប់ radial deformation តាមទិស z និងការងាកចេញបន្តបន្ទាប់វាត្រង់កម្ពស់ y

ពីបាតជញ្ជាំងពីសមីការសម្រួលខាងក្រោមជាអនុគមន៍នៃម៉ូម៉ង់ឯកតាត្រង់បាតជញ្ជាំង M_o និង radial shear

Q_o :

$$\text{ភាពងាប់ } w = -\frac{1}{2\beta^3 D} [\beta M_o \Psi(\beta y) + Q_o \theta(\beta y)] \quad (11.18a)$$

$$\text{មុំរង្វិល } \frac{dw}{dy} = \frac{1}{2\beta^2 D} [2\beta M_o \theta(\beta y) + Q_o \Phi(\beta y)] \quad (11.18b)$$

$$\frac{d^2 w}{dy^2} = -\frac{1}{2\beta D} [2\beta M_o \Phi(\beta y) + 2Q_o \zeta(\beta y)] \quad (11.18c)$$

$$\frac{d^3 w}{dy^3} = \frac{1}{D} [2\beta M_o \zeta(\beta y) - Q_o \Psi(\beta y)] \quad (11.18d)$$

អនុគមន៍ shell $\Phi(\beta y)$, $\Psi(\beta y)$, $\theta(\beta y)$ និង $\zeta(\beta y)$ ត្រូវបានឱ្យនៅក្នុងមេគុណឥទ្ធិពលស្តង់ដារ (standard influence coefficient) នៃតារាង ១១.១ សម្រាប់ដែនតម្លៃ $0 \leq \beta y \leq 3.9$ ។

ពីសមីការ 11.18a បំណាស់ទី radial អតិបរមា ឬភាពងាប់នៅត្រង់បាតជញ្ជាំងដែលទប់គឺ

$$(w)_{y=0} = -\frac{1}{2\beta^3 D} (\beta M_o + Q_o) \quad (11.19a)$$

ហើយពីសមីការ 11.18b មុំរង្វិល (rotation) អតិបរមានៅបំណាស់ជញ្ជាំងត្រង់បាតក្លាយជា

$$\left(\frac{dw}{dy} \right)_{y=0} = \frac{1}{2\beta^2 D} (2\beta M_o + Q_o) \quad (11.19b)$$

ដែល M_o និង Q_o ជា restraining moment និង ring shear នៅត្រង់បាតដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១ ។

សម្រាប់អាងដែលមានកម្រាស់ជញ្ជាំងថេរ កម្លាំងឯកតាតាមកម្ពស់ជញ្ជាំងមានដូចខាងក្រោម៖

$$N_\theta = -\frac{Etw}{r} \quad (11.20a)$$

$$Q_y = -D \frac{d^3 w}{dy^3} \quad (11.20b)$$

$$M_\theta = \mu M_y \quad (11.20c)$$

$$M_y = -D \frac{d^2 w}{dy^2} \quad (11.20d)$$

ពីសមីការ 11.18c, 11.18d, 11.20b និង 11.20d សមីការសម្រាប់ម៉ូម៉ង់បញ្ជ័រ និង radial shear តាមទិសដេកនៅត្រង់បាតរបស់ជញ្ជាំង ដែល $y = 0$ ក្លាយជា

$$(M_y)_{y=0} = M_o = \left(1 - \frac{1}{\beta H} \right) \frac{\gamma H r t}{\sqrt{12(1-\mu^2)}} \quad (11.21a)$$

$$(Q_y)_{y=0} = Q_o = -(2\beta H - 1) \frac{\gamma r t}{\sqrt{12(1-\mu^2)}} \quad (11.21b)$$

គេអាចទទួលបានសមីការសម្រាប់ម៉ូម៉ង់បញ្ជ័រនៅត្រង់កម្ពស់ y ពីលើបាតជញ្ជាំងពី

$$M_y = -\frac{1}{\beta} [\beta M_o \Phi(\beta y) + Q_o \zeta(\beta y)] \quad (11.22)$$

បម្រែបម្រួលកម្លាំង ring shear force ΔQ_y ដែលត្រូវនឹងបំណាស់ទី radial w_y របស់ជញ្ជាំងត្រង់កម្ពស់ y ពីលើ បាតនៅពេលអាងទទេ ជាមួយនឹងតម្លៃរបស់ Q_o និង M_o ដែលបណ្តាលពីការដាក់បញ្ចូលសារធាតុរាវ និងឧស្ម័ន ពេញ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៥ ។ គេអាចសរសេរសមីការកម្លាំងនេះជា

Table 11.1 Table of Functions Φ , ψ , θ , and ζ

βy	Φ	ψ	θ	ζ
0	1.0000	1.0000	1.0000	0
0.1	0.9907	0.8100	0.9003	0.0903
0.2	0.9651	0.6398	0.8024	0.1627
0.3	0.9267	0.4888	0.7077	0.2189
0.4	0.8784	0.3564	0.6174	0.2610
0.5	0.8231	0.2415	0.5323	0.2908
0.6	0.7628	0.1431	0.4530	0.3099
0.7	0.6997	0.0599	0.3798	0.3199
0.8	0.6354	-0.0093	0.3131	0.3223
0.9	0.5712	-0.0657	0.2527	0.3185
1.0	0.5083	-0.1108	0.1988	0.3096
1.1	0.4476	-0.1457	0.1510	0.2967
1.2	0.3899	-0.1716	0.1091	0.2807
1.3	0.3355	-0.1897	0.0729	0.2626
1.4	0.2849	-0.2011	0.0419	0.2430
1.5	0.2384	-0.2068	0.0158	0.2226
1.6	0.1959	-0.2077	-0.0059	0.2018
1.7	0.1576	-0.2047	-0.0235	0.1812
1.8	0.1234	-0.1985	-0.0376	0.1610
1.9	0.0932	-0.1899	-0.0484	0.1415
2.0	0.0667	-0.1794	-0.0563	0.1230
2.1	0.0439	-0.1675	-0.0618	0.1057
2.2	0.0244	-0.1548	-0.0652	0.0895
2.3	0.0080	-0.1416	-0.0668	0.0748
2.4	-0.0056	-0.1282	-0.0669	0.0613
2.5	-0.0166	-0.1149	-0.0658	0.0492
2.6	-0.0254	-0.1019	-0.0636	0.0383
2.7	-0.0320	-0.0895	-0.0608	0.0287
2.8	-0.0369	-0.0777	-0.0573	0.0204
2.9	-0.0403	-0.0666	-0.0534	0.0132
3.0	-0.0423	-0.0563	-0.0493	0.0071
3.1	-0.0431	-0.0469	-0.0450	0.0019
3.2	-0.0431	-0.0383	-0.0407	-0.0024
3.3	-0.0422	-0.0306	-0.0364	-0.0058
3.4	-0.0408	-0.0237	-0.0323	-0.0085
3.5	-0.0389	-0.0177	-0.0283	-0.0106
3.6	-0.0366	-0.0124	-0.0245	-0.0121
3.7	-0.0341	-0.0079	-0.0210	-0.0131
3.8	-0.0314	-0.0040	-0.0177	-0.0137
3.9	-0.0286	-0.0008	-0.0147	-0.0140

$$\Delta Q_y = + \frac{Et}{r} (w_y)$$

$$\Delta Q_y = \frac{Et}{2r\beta^3 D} [\beta M_o \Psi(\beta y) + Q_o \theta(\beta y)]$$

$$\Delta Q_y = \frac{6(1-\mu^2)}{\beta^3 r t^2} [\beta M_o \Psi(\beta y) + Q_o \theta(\beta y)] \quad (11.23)$$

Ring shear Q_y នៅត្រង់ប្លង់ y ពីលើបាតស្មើនឹងផលសងរវាង ring force សម្រាប់បាតដែលអវិលដោយសេរី ជាមួយនឹង ΔQ_y :

$$Q_y = F - \Delta Q_y \quad (11.24)$$

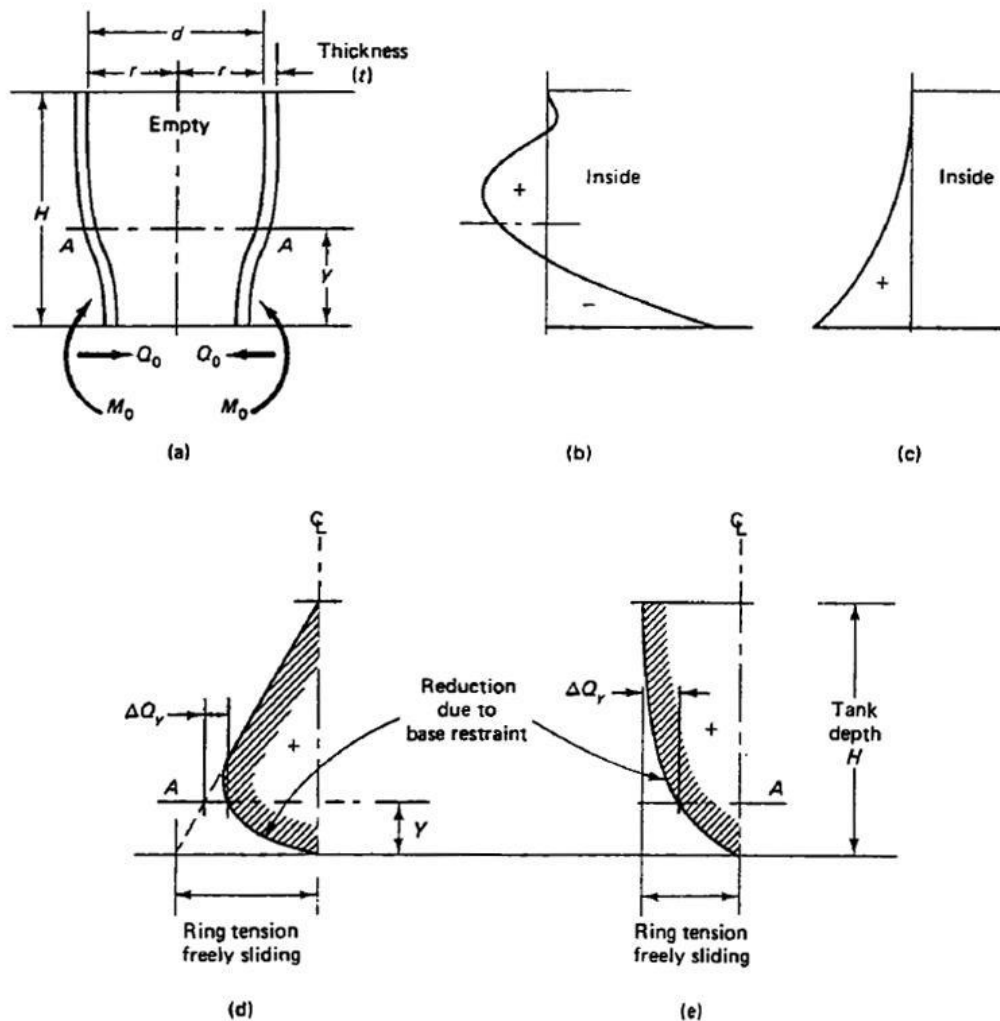


Figure 11.5 Wall base restraint in empty tank inducing M_o and Q_o for full liquid or gas pressure. (a) Deformed walls of empty tank. (b) Moment along vertical section (+ represents tension on outside). (c) Ring tension force F in horizontal section (always positive). (d) Offset ΔQ_y for liquid pressure. (e) Offset ΔQ_y for gas pressure.

គេចាំបាច់គោរពតាមការកំណត់សញ្ញាដែលប្រើក្នុងដំណោះដោយទាំងនេះ ។ វិធីដែលងាយស្រួលគឺគូររាងដែលខូចទ្រង់ទ្រាយរបស់ជញ្ជាំង ហើយប្រើសញ្ញាបូកសម្រាប់លក្ខខណ្ឌខាងក្រោម៖

1. ម៉ូម៉ង់ដែលធ្វើឱ្យមានកុងត្រាំងទាញនៅលើសរសៃខាងក្រៅបំផុតនៃផ្ទៃខាងក្រៅ ។
2. កម្លាំង Ring tension radial ។
3. កម្លាំង thrust ដែលមានទិសដៅចូលក្នុងទៅរកអ័ក្សបញ្ឈរ ។ នៅទីនេះ គេប្រើទិសដៅដូចគ្នាសម្រាប់កម្លាំង ring tension ដើម្បីត្រូវដ្យាក្រាមសម្រាប់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រង់លំនឹង (balancing prestressing forces) នៅលើជ្រុងដូចគ្នានឹងកម្លាំង ring tension សម្រាប់ការប្រៀបធៀប ។
4. ចលនាជញ្ជាំងខាងចូលក្នុងទៅរកអ័ក្សបញ្ឈរ ។
5. មុំរង្វិលបញ្ជ្រាសទិសទ្រនិចនាឡិកា ។

សម្ពាធសារធាតុរាវមានអំពើលើជញ្ជាំងដែលមានបាតជាទម្រ Pinned (Pinned Wall Base, Liquid Pressure)

នៅពេលបាតជញ្ជាំងមានទម្រ pinned ហើយរងនូវម៉ូម៉ង់បន្ទុកសារធាតុរាវ $M_o = 0$ នៅត្រង់បាត

$$Q_o = + \frac{2\beta^3 \mathcal{H}(rt)^2}{12(1-\mu^2)}$$

ឬ

$$Q_o = + \frac{\mathcal{H}}{[12(1-\mu^2)]^{1/4}} \left(\frac{rt}{2}\right)^{1/2} \quad (11.25)$$

គេអាចគណនារកតម្លៃរបស់ shell constant β , β^2 , និង β^4 សម្រាប់ប្រើនៅក្នុងសមីការលើកមុនបានយ៉ាងងាយ ពីសមីការសម្រាប់ β^4 ដូចខាងក្រោម៖

$$\beta^4 = \frac{Et}{4r^2 D} = \frac{3(1-\mu^2)}{(rt)^2} \quad (11.26a)$$

$$\beta^3 = \frac{[3(1-\mu^2)]^{3/4}}{(rt)^{3/2}} \quad (11.26b)$$

$$\beta^2 = \frac{[3(1-\mu^2)]^{1/2}}{(rt)} \quad (11.26c)$$

$$\beta = \frac{[3(1-\mu^2)]^{1/4}}{(rt)^{1/2}} \quad (11.26d)$$

១១.២.៤. Ring Shear Q_o and Moment β^4 Gas Containment

ប្រសិនបើតែមរបស់ shell មានលក្ខណៈសេរីនៅត្រង់បាតជញ្ជាំង សម្ពាធខាងក្នុងបង្កើតតែកុងត្រាំង

hoop $f_R = pr/t$ ហើយការបស់ស៊ីឡាំងនឹងកើនឡើងដោយទំហំ

$$w = \frac{rf_R}{E} = \frac{pr^2}{Et} \quad (11.27)$$

ដូចគ្នា សម្រាប់ full restraint នៅត្រង់បាតជញ្ជាំង

$$(w)_{y=0} = \frac{1}{2\beta^3 D} (\beta M_o + Q_o) \quad (11.28a)$$

$$\text{និង} \quad \left(\frac{dw}{dy} \right)_{y=0} = \frac{1}{2\beta^2 D} (2\beta M_o + Q_o) = 0 \quad (11.28b)$$

ដោះស្រាយរក M_o និង Q_o យើងទទួលបាន

$$M_o = -\beta^2 D w = -\frac{p}{2\beta^2} = -\frac{prt}{\sqrt{12(1-\mu^2)}} \quad (11.29a)$$

$$\text{និង} \quad Q_o = +4\beta^3 D w = +\frac{p}{\beta} = +\frac{p(2rt)^{1/2}}{[12(1-\mu^2)]^{1/4}} \quad (11.29b)$$

សម្ភាវសារធាតុឧស្ម័នមានអំពើលើជញ្ជាំងដែលមានបាតជាទម្រ Pinned (Pinned Wall Base, Gas Pressure)

ប្រសិនបើបាតជញ្ជាំងជាទម្រ pinned ហើយរងម៉ូម៉ង់បន្ទុកឧស្ម័ន $M_o = 0$ នៅត្រង់បាត

$$Q_o = 2\beta^3 D \left(\frac{pr^2}{Et} \right)$$

$$\text{ឬ} \quad Q_o = \frac{p}{[12(1-\mu^2)]^{1/4}} \left(\frac{rt}{2} \right)^{1/2} \quad (11.30)$$

តារាង ១១.២ បង្ហាញការសង្ខេបនៃសមីការគណនាសម្រាប់អាងស្តុកសារធាតុរាវ ហើយតារាង ១១.៣ បង្ហាញពីតារាងសង្ខេបស្រដៀងគ្នាសម្រាប់អាងផ្ទុកសារធាតុឧស្ម័ន។

១១.៣. ម៉ូម៉ង់ M_o និង កម្លាំង Ring Shear Q_o នៅក្នុងអាងស្តុកសារធាតុរាវ

Moment M_o and Ring Force Q_o in Liquid Retaining Tank

ឧទាហរណ៍ ១១.១: អាងរាងមូលបេតុងប្រេកុងត្រាំងត្រូវបានទប់ពេលលេញ (full restrained) នៅត្រង់បាត

ជញ្ជាំង។ វាមានអង្កត់ផ្ចិតខាងក្នុង $d = 125 \text{ ft} (38.1 \text{ m})$ និងផ្ទុកទឹកដែលមានកម្ពស់ $H = 25 \text{ ft} (7.62 \text{ m})$ ។

កម្រាស់ជញ្ជាំង $t = 10 \text{ in} (25 \text{ cm})$ ។ គណនា (a) ម៉ូម៉ង់បញ្ឈររងកត្តា M_o និងកម្លាំង radial ring force Q_o

នៅត្រង់បាតរបស់ជញ្ជាំង និង (b) ម៉ូម៉ង់បញ្ឈររងកត្តា M_y នៅត្រង់កម្ពស់ $7.5 \text{ ft} (2.29 \text{ m})$ ពីលើបាត។ ប្រើផល

ធៀបពីរសុង $\mu = 0.2$ ហើយទំងន់មាឌរបស់ទឹក $\gamma = 62.4 \text{ lb} / \text{ft}^3 (1,000 \text{ kg} / \text{m}^3)$ ។

Table 11.2 Equations for Liquid-Retaining Tanks

Parameter	Equation	Number
Flexural rigidity, D	$Er^3/[12(1 - \mu^2)]$	
Ring stress, f_R	$\gamma(H - Y)r/t$	11.2 a
Ring force, F	$\gamma(H - y)r$	11.2 b
Pressure, P_z	$\gamma(H - y)$	11.2 b
Radial deflection, w	$\frac{1}{2\beta^3 D} [\beta M_0 \psi(\beta y) + Q_0 \theta(\beta y)]$	11.18 a
Rotation $\frac{dw}{dy}$	$\frac{1}{2\beta^3 D} [2\beta M_0 \theta(\beta y) + Q_0 \Phi(\beta y)]$	11.18 b
Maximum deflection, $(w)_{y=0}$	$\frac{1}{2\beta^3 D} (\beta M_0 + Q_0)$	11.19 a
Maximum rotation $\left(\frac{dw}{dy}\right)_{y=0}$	$\frac{1}{2\beta^3 D} (2\beta M_0 + Q_0) = 0$	11.19 b
$M_0 = (M_y)_{y=0}$	$-\left(1 - \frac{1}{\beta H}\right) \frac{\gamma H r t}{\sqrt{12(1 - \mu^2)}}$	11.21 a
$Q_0 = (Q_y)_{y=0}$	$+ (2\beta H - 1) \frac{\gamma r t}{\sqrt{12(1 - \mu^2)}}$	11.21 b
M_y	$+\frac{1}{\beta} [\beta M_0 \Phi(\beta y) + Q_0 \zeta(\beta y)]$	11.22
Empty tank offset, ΔQ_y	$+\frac{6(1 - \mu^2)}{\beta^3 r t^2} [\beta M_0 \psi(\beta y) + (Q_0)(\beta y)]$	11.23
Q_y	$+(F - \Delta Q_y)$	11.24
Q_0 when $M_0 = 0$ (Pinned base)	$+\frac{\gamma H \sqrt{r t / 2}}{[12(1 - \mu^2)]^{1/4}}$	11.25
Tank Constants: β^3	$[3(1 - \mu^2)]^{3/4} / (r t)^{3/2}$	11.26 b
β^2	$[3(1 - \mu^2)]^{1/2} / r t$	11.26 c
β	$[3(1 - \mu^2)]^{1/4} / (r t)^{1/2}$	11.26 d

Table 11.3 Equations for Gas-Retaining Tanks

Parameter	Equation	Number
Maximum deflection $(w)_{y=0}$	$\frac{1}{2\beta^3 D} (\beta M_0 + Q_0)$	11.28 a
Maximum rotation $\left(\frac{dw}{dy}\right)_{y=0}$	$\frac{1}{2\beta^2 D} (2\beta M_0 + Q_0) = 0$	11.28 b
$M_0 = (M_y)_{y=0}$	$-\frac{p r t}{\sqrt{12(1 - \mu^2)}}$	11.29 a
$Q_0 = (Q_y)_{y=0}$	$+\frac{p \sqrt{2 r t}}{[12(1 - \mu^2)]^{1/4}}$	11.29 b
Q_0 when $M_0 = 0$ (Pinned base)	$+\frac{p \sqrt{r t / 2}}{[12(1 - \mu^2)]^{1/4}}$	11.30

Note: Values of β , β^2 , and β^3 constants as in Table 11.2.

ដំណោះស្រាយ:**(a)** នៅត្រង់បាតជញ្ជាំង

$$r = \frac{1}{2} \times 125 = 62.5 \text{ ft (19m)}$$

$$t = 10 \text{ in.} = 0.83 \text{ ft (0.25m)}$$

ពីសមីការ 11.26d

$$\beta = \frac{[3(1-\mu^2)]^{1/4}}{(rt)^{1/2}} = \frac{[3(1-0.2 \times 0.2)]^{1/4}}{(62.5 \times 0.83)^{1/2}} = 0.181$$

ពីសមីការ 11.21a

$$\begin{aligned} M_o &= -\left(1 - \frac{1}{\beta H}\right) \frac{\gamma H r t}{\sqrt{12(1-\mu^2)}} \\ &= -\left(1 - \frac{1}{0.181 \times 25}\right) \times \frac{62.4 \times 25 \times 62.5 \times 0.83}{\sqrt{12(1-0.04)}} \\ &= -18,574 \text{ ft.-lb / ft (7.68 kN.m / m)} \end{aligned}$$

ពីសមីការ 11.21b

$$\begin{aligned} Q_o &= +(2\beta H - 1) \frac{\gamma r t}{\sqrt{12(1-\mu^2)}} \\ &= +(2 \times 0.181 \times 25 - 1) \frac{62.4 \times 62.5 \times 0.83}{\sqrt{12(1-0.04)}} \\ &= +7,677 \text{ lb / ft (112 kN / m)} \end{aligned}$$

(b) នៅត្រង់កម្ពស់ 7.5 ft ពីបាតជញ្ជាំង

$$y = 7.5 \text{ ft}$$

$$\text{កម្ពស់ទឹក} = (H - y) = 25 - 7.5 = 17.5 \text{ ft (5.33m)}$$

$$\text{ផលធៀបកម្ពស់} = \left(1 - \frac{y}{H}\right) = 1 - \frac{7.5}{25} = 0.7$$

$$\beta y = 0.181 \times 7.5 = 1.36$$

ពីសមីការ 11.22

$$M_y = + \frac{1}{\beta} [\beta M_o \Phi(\beta y) + Q_o \zeta(\beta y)]$$

ពីតារាង 11.1 សម្រាប់ $\beta_y = 1.36$

$$\Phi = 0.311$$

$$\begin{aligned}\zeta &= 0.252 \\ M_y &= + \frac{1}{0.181} (-0.181 \times 18,574 \times 0.311 + 7,677 \times 0.252) \\ &= +4,912 \text{ ft} - \text{lb} / \text{ft}\end{aligned}$$

១១.៤. កម្លាំង Ring Shear Q_y នៅត្រង់ពាក់កណ្តាលកម្ពស់របស់ជញ្ជាំង

Ring Force Q_y at Intermediate Heights of Wall

ឧទាហរណ៍ ១១.៥: គណនា radial ring force Q_y នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១១.១ ត្រង់ (a) $y = 7.5 \text{ ft} (2.29 \text{ m})$ និង (b) $y = 10 \text{ ft} (3.05 \text{ m})$ ពីខាងលើបាតរបស់ជញ្ជាំង សម្រាប់ជញ្ជាំងរអិលដោយសេរី ។

ដំណោះស្រាយ:

កម្លាំង ring force នៅត្រង់បាតដែលរអិលសេរី $F = \gamma H r = 62.4 \times 25 \times 62.5 = 97,500 \text{ lb} / \text{ft}$ ($1,423 \text{ kN} / \text{m}$) ។ ពីសមីការ 11.23, បម្រែបម្រួលកម្លាំង ring force គឺ

$$\Delta Q_y = + \frac{6(1-\mu)}{\beta^3 r t^2} [\beta M_o \Psi(\beta y) + Q_o \theta(\beta y)]$$

ពីសមីការ 11.1, $\beta = 0.181$ ។ ដូចនេះ $\beta^3 = 0.0059$

(a) Q_y នៅត្រង់ 7.5 ft ពីលើបាតជញ្ជាំង

$$\beta y = 0.181 \times 7.5 = 1.36$$

ពីតារាង 11.1 សម្រាប់ $\beta y = 1.36$

$$\Psi(\beta y) = -0.1965$$

$$\theta(\beta y) = +0.0543$$

$$\begin{aligned}\Delta Q_y &= + \frac{6(1-0.04)}{0.0059 \times 62.5(0.83)^2} [0.181(-18,574)(-0.1965) + 7,677(+0.0543)] \\ &= 24,431 \text{ lb} / \text{ft} (356 \text{ kN} / \text{m})\end{aligned}$$

ពីសមីការ 11.2b, ring force $F = \gamma(H - y)r = 62.4 \times (25 \times 7.5) \times 62.5 = 68,250 \text{ lb} / \text{ft}$ ។ ដូចនេះ

$Q_{7.5} = F - \Delta Q_y = 68,250 - 24,431 = 43,819 \text{ lb} / \text{ft} (705 \text{ kN} / \text{m})$ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៦(a) ។

(a) នៅត្រង់កម្ពស់ 7.5 ft ពីបាត (b) នៅត្រង់កម្ពស់ 10 ft ពីបាត ។

(b) Q_y នៅត្រង់កម្ពស់ 10 ft ពីបាតរបស់ជញ្ជាំង

$$\beta y = 0.181 \times 10 = 1.81$$

ពីតារាង ១១.១ សម្រាប់ $\beta y = 1.81$.

$$\Psi(\beta y) = -0.1984$$

$$\theta(\beta y) = -0.0387$$

$$\begin{aligned}\Delta Q_y &= \frac{6(1-0.04)}{0.0059 \times 62.5(0.83)^2} [0.181(-18,574)(-0.1984) + 7,677(-0.0387)] \\ &= 8,387 \text{ lb/ft}\end{aligned}$$

កម្លាំង ring force $F = \gamma(H - y)r = 62.4(25 - 10) = 62.5 = 58,500 \text{ lb/ft}$ ។ ដូចនេះ $Q_{10} = F - \Delta Q_y = 58,500 - 8,387 = 50,113 \text{ lb/ft}$ (731 kN/m) ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៦ (b) ។ ប្រៀបធៀបជាមួយនឹងតម្លៃ $Q_y = 50,115 \text{ lb/ft}$ ដែលទទួលបានដោយប្រើ membrane coefficient នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១១.៣ ។

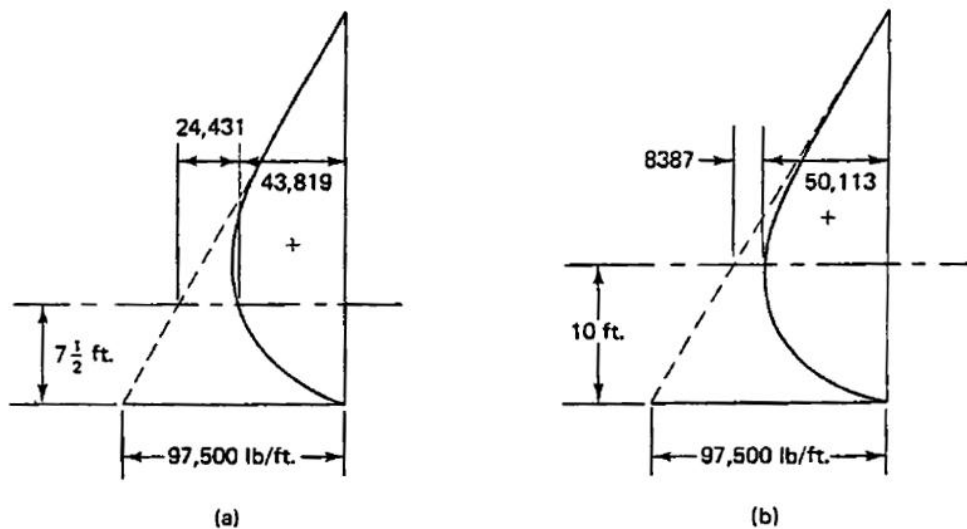


Figure 11.6 Radial ring force profile. (a) At $7\frac{1}{2}$ ft above the base. (b) At 10 ft above the base in Ex. 11.1.

១១.៥. Cylindrical Shell Membrane Coefficients

គេអាចកំណត់ម៉ូម៉ង់ពត់នៅត្រង់កម្ពស់ណាក៏ដោយពីបាតរបស់អាងរាងស៊ីឡាំងពីសមីការម៉ូម៉ង់ពត់សម្រាប់ ធ្នឹមកុងស៊ីល (cantilever beam) ។ គេទទួលបានសមីការនេះដោយគុណម៉ូម៉ង់ cantilever ដោយមេគុណដែលទំហំរបស់វាជាអនុគមន៍ទៅនឹងទំហំធរណីមាត្ររបស់អាង ហើយត្រូវបានឱ្យឈ្មោះថា membrane coefficients ។ គេអាចរៀបចំសមីការម៉ូម៉ង់មូលដ្ឋានដែលបានបង្កើតនៅក្នុងផ្នែក 11.2 សម្រាប់អាងស្តុករាងមូលឡើងវិញ

ដោយបញ្ចូលមេគុណ H^2 / dt ដែលតំណាងឱ្យរាងធរណីមាត្រ និងមេគុណ γH^3 ឬ pH^2 ដែលតំណាងឱ្យឥទ្ធិពល cantilever សម្រាប់ការដាក់បន្ទុកសារធាតុរាវ និងសារធាតុឧស្ម័ន ។

តម្លៃថេរ β នៅក្នុងសមីការ 11.26d ជាអនុគមន៍នៃ rt ឬ dt ដែល d ជាអង្កត់ផ្ចិតអាង ។ ដោយប្រើ ផលធៀបព័រស៊ីង $\mu \cong 0.2$ សម្រាប់បេតុង យើងបាន

$$\beta = \frac{[3(1-\mu^2)]^{1/4}}{(rt)^{1/2}} = \frac{1.30}{(rt)^{1/2}} = \frac{1.84}{(dt)^{1/2}}$$

គេអាចសរសេរមេគុណ $1/\beta H$ ដែលប្រើនៅក្នុងសមីការម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោលមូលដ្ឋាននៃផ្នែក 11.2 ដោយប្រើតួ $(dt/H^2)^{1/2}$ ដោយសារ $\beta = 1.84/(dt)^{1/2}$ ។ គេក៏អាចសរសេរផលគុណ βy ឡើងវិញដោយប្រើតួ $\lambda(H^2/dt)^{1/2}$ ដោយប្រើ $y = \lambda H$ ដែល y ជាកម្ពស់ពីបាត ។

ដូចនេះ គេអាចបង្ហាញម៉ូម៉ង់ M_y នៃសមីការ 11.22 នៅក្នុងមុខកាត់ជញ្ជាំងដែលមានចម្ងាយ y ពីបាត ដោយប្រើមេគុណរាង (form factor) H^2/dt ជាមួយនឹងមេគុណ cantilever γH^3 ឬ pH^2 ដូចខាងក្រោម៖

$$M_y = \text{numerical variant} \times \text{form factor} \times \text{cantilever facotor}$$

$$\text{ឬ} \quad M_y = \left[\text{variant} \times \frac{H^2}{dt} \right] \times (\gamma H^3 \text{ or } pH^2) \quad (11.31)$$

មេគុណរាង (form factor) H^2/dt ជាតម្លៃថេរសម្រាប់គ្រឿងបង្កើនជាក់លាក់ ។ ដូចនេះ ផលគុណនៃ variant និង form factor បង្កើតបាន membrane coefficient C ដូចនេះ សមីការ 11.31 ក្លាយជា

$$M_y = C \gamma H^3 \quad (11.32a)$$

សម្រាប់បន្ទុកសារធាតុរាវ ហើយ

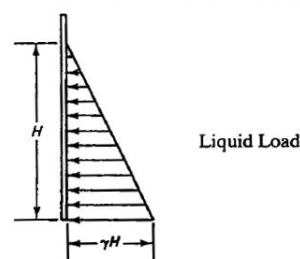
$$M_y = CpH^2 \quad (11.32b)$$

សម្រាប់បន្ទុកសារធាតុឧស្ម័ន ។

តារាង ១១.៤ ដល់ ១១.១៦ បង្ហាញពី membrane coefficient C សម្រាប់ form factor H^2/dt ជាមួយនឹងលក្ខខណ្ឌព្រំដែនដែលនិយមប្រើជាងគេ និងលក្ខខណ្ឌបន្ទុកផ្សេងៗ ។ វាកាត់បន្ថយការគណនាជាច្រើនដែលទាមទារជាទូទៅនៅក្នុងការគណនា និងការវិភាគ shell ដោយមិនមានបាត់បង់សុក្រិតភាពនៃលទ្ធផលទេ ។ ដោយប្រើ membrane coefficient សម្រាប់ដំណោះស្រាយនៃកម្លាំង និងម៉ូម៉ង់អាងរាងមូល វានឹងផ្តល់លទ្ធផលស្រដៀងគ្នានឹងលទ្ធផលដែលទទួលបានពីដំណោះស្រាយម៉ូម៉ង់ពត់ដែលបង្ហាញនៅក្នុងផ្នែក ១១.២ និងសំនុំនៃសមីការដែលមាននៅក្នុងតារាង ១១.២ និង ១១.៣ ។

Table 11.4 Moment Influence Coefficients, Triangular Load

Moments in Cylindrical Wall
Triangular Load
Fixed Base, Free Top
Mom. = coef. $\times \gamma H^2$ ft. lb. per ft.
Positive sign indicates tension in the outside



$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H	1.0H
0.4	+0.005	+0.014	+0.021	+0.007	-.0042	-.0150	-.0302	-.0529	-.0816	-.1205
0.8	+0.011	+0.037	+0.063	+0.080	+0.070	+0.023	-.0068	-.0224	-.0465	-.0795
1.2	+0.012	+0.042	+0.077	+0.103	+0.112	+0.090	+0.022	-.0108	-.0311	-.0602
1.6	+0.011	+0.041	+0.075	+0.107	+0.121	+0.111	+0.058	-.0051	-.0232	-.0505
2.0	+0.010	+0.035	+0.068	+0.099	+0.120	+0.115	+0.075	-.0021	-.0185	-.0436
3.0	+0.006	+0.024	+0.047	+0.071	+0.090	+0.097	+0.077	+0.012	-.0119	-.0333
4.0	+0.003	+0.015	+0.028	+0.047	+0.066	+0.077	+0.069	+0.023	-.0080	-.0268
5.0	+0.002	+0.008	+0.016	+0.029	+0.046	+0.059	+0.059	+0.028	-.0058	-.0222
6.0	+0.001	+0.003	+0.008	+0.019	+0.032	+0.046	+0.051	+0.029	-.0041	-.0187
8.0	.0000	+0.001	+0.002	+0.008	+0.016	+0.028	+0.038	+0.029	-.0022	-.0146
10.0	.0000	.0000	+0.001	+0.004	+0.007	+0.019	+0.029	+0.028	-.0012	-.0122
12.0	.0000	-.0001	+0.001	+0.002	+0.003	+0.013	+0.023	+0.026	-.0005	-.0104
14.0	.0000	.0000	.0000	.0000	+0.001	+0.008	+0.019	+0.023	-.0001	-.0090
16.0	.0000	.0000	-.0001	-.0002	-.0001	+0.004	+0.013	+0.019	+0.001	-.0079

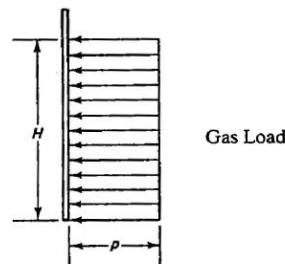
Notes: 1-Tables 11.4 to 11.16 Adapted from Ref. 11.5.

2-0.0H is the top and 1.0H is the bottom of the wall, except if wall is fixed at top and with shear and moment at top.

3-Shear acting inwards is positive: moment applied at an edge is positive when outward rotation results at that edge.

Table 11.5 Moment Influence Coefficients, Rectangular Load

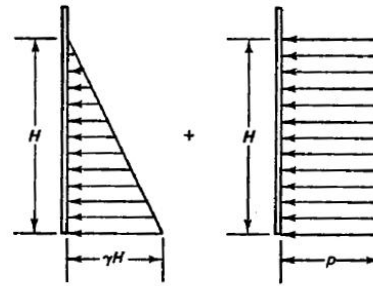
Moments in Cylindrical Wall
Rectangular Load
Fixed Base, Free Top
Mom. = coef. $\times pH^2$ ft. lb. per ft.
Positive sign indicates tension in the outside



$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H	1.0H
0.4	-.0023	-.0093	-.0227	-.0439	-.0710	-.1018	-.1455	-.2000	-.2593	-.3310
0.8	.0000	-.0006	-.0025	-.0083	-.0185	-.0362	-.0594	-.0917	-.1325	-.1835
1.2	+0.008	+0.026	+0.037	+0.029	-.0009	-.0089	-.0227	-.0468	-.0815	-.1178
1.6	+0.011	+0.036	+0.062	+0.077	+0.068	+0.011	-.0093	-.0670	-.0529	-.0876
2.0	+0.010	+0.036	+0.066	+0.088	+0.089	+0.059	-.0019	-.0167	-.0389	-.0719
3.0	+0.007	+0.026	+0.051	+0.074	+0.091	+0.083	+0.042	-.0053	+0.0223	-.0483
4.0	+0.004	+0.015	+0.033	+0.052	+0.068	+0.075	+0.053	-.0013	-.0145	-.0365
5.0	+0.002	+0.008	+0.019	+0.035	+0.051	+0.061	+0.052	+0.007	-.0101	-.0293
6.0	+0.001	+0.004	+0.011	+0.022	+0.036	+0.049	+0.048	+0.017	-.0073	-.0242
8.0	+0.000	+0.001	+0.003	+0.008	+0.018	+0.031	+0.038	+0.024	-.0040	-.0184
10.0	.0000	-.0001	.0000	+0.002	+0.009	+0.021	+0.030	+0.026	-.0022	-.0147
12.0	.0000	.0000	-.0001	.0000	+0.004	+0.014	+0.024	+0.022	-.0012	-.0123
14.0	.0000	.0000	.0000	.0000	+0.002	+0.010	+0.018	+0.021	-.0007	-.0105
16.0	.0000	.0000	.0000	-.0001	+0.001	+0.006	+0.012	+0.020	-.0005	-.0091

Table 11.6 Moment Influence Coefficients, Trapezoidal Load

Moments in Cylindrical Wall
Trapezoidal Load
Hinged Base, Free Top
Mom. = coef. $\times (\gamma H^2 + p H^2)$ ft. lb. per ft.
Positive sign indicates tension in the outside

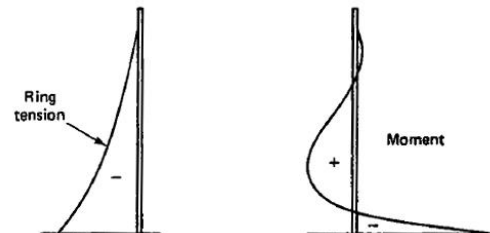


$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H	1.0H
0.4	+0.0020	+0.0072	+0.0151	+0.0230	+0.0301	+0.0348	+0.0357	+0.0312	+0.0197	0
0.3	+0.0019	+0.0064	+0.0133	+0.0207	+0.0271	+0.0319	+0.0329	+0.0292	+0.0187	0
1.2	+0.0016	+0.0058	+0.0111	+0.0177	+0.0237	+0.0280	+0.0296	+0.0263	+0.0171	0
1.6	+0.0012	+0.0044	+0.0091	+0.0145	+0.0195	+0.0236	+0.0255	+0.0232	+0.0155	0
2.0	+0.0009	+0.0033	+0.0073	+0.0114	+0.0158	+0.0199	+0.0219	+0.0205	+0.0145	0
3.0	+0.0004	+0.0015	+0.0040	+0.0063	+0.0092	+0.0127	+0.0152	+0.0153	+0.0111	0
4.0	+0.0001	+0.0007	+0.0016	+0.0033	+0.0057	+0.0083	+0.0109	+0.0118	+0.0092	0
5.0	.0000	+0.0001	+0.0006	+0.0016	+0.0034	+0.0057	+0.0080	+0.0094	+0.0078	0
6.0	.0000	.0000	+0.0002	+0.0008	+0.0019	+0.0039	+0.0062	+0.0078	+0.0068	0
8.0	.0000	.0000	-.0002	.0000	+0.0007	+0.0020	+0.0038	+0.0057	+0.0054	0
10.0	.0000	.0000	-.0002	-.0001	+0.0002	+0.0011	+0.0025	+0.0043	+0.0045	0
12.0	.0000	.0000	-.0001	-.0002	.0000	+0.0005	+0.0017	+0.0032	+0.0039	0
14.0	.0000	.0000	-.0001	-.0001	-.0001	.0000	+0.0012	+0.0026	+0.0033	0
16.0	.0000	.0000	.0000	-.0001	-.0002	-.0004	+0.0008	+0.0022	+0.0029	0

Table 11.7 Moment Influence Coefficients, Empty Tank (Shear Applied at Top Base Fixed)

Moments in Cylindrical Wall
Shear Per Ft., Q, Applied at Top
Fixed Base, Free Top
Mom. = coef. $\times V H$ ft. lb. per ft.
Positive sign indicates tension in the outside

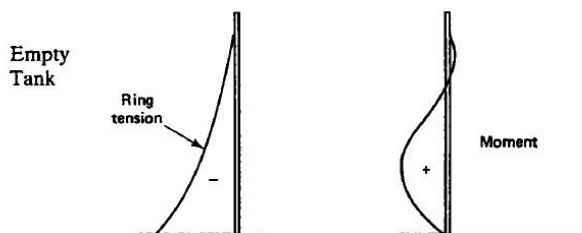
Empty tank



$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H	1.0H
0.4	+0.093	+0.172	+0.240	+0.300	+0.354	+0.402	+0.448	+0.492	+0.535	+0.578
0.8	+0.085	+0.145	+0.185	+0.208	+0.220	+0.224	+0.223	+0.219	+0.214	+0.208
1.2	+0.082	+0.132	+0.157	+0.164	+0.159	+0.145	+0.127	+0.106	+0.084	+0.062
1.6	+0.079	+0.122	+0.139	+0.138	+0.125	+0.105	+0.081	+0.056	+0.030	+0.004
2.0	+0.077	+0.115	+0.126	+0.119	+0.103	+0.080	+0.056	+0.031	+0.006	+0.019
3.0	+0.072	+0.100	+0.100	+0.086	+0.066	+0.044	+0.025	+0.006	-0.010	-0.024
4.0	+0.068	+0.088	+0.081	+0.063	+0.043	+0.025	+0.010	-0.001	-0.010	-0.019
5.0	+0.064	+0.078	+0.067	+0.047	+0.028	+0.013	+0.003	-0.003	-0.007	-0.011
6.0	+0.062	+0.070	+0.056	+0.036	+0.018	+0.006	0.000	-0.003	-0.005	-0.006
8.0	+0.057	+0.058	+0.041	+0.021	+0.007	0.000	-0.002	-0.003	-0.002	-0.001
10.0	+0.053	+0.049	+0.029	+0.012	+0.002	-0.002	-0.002	-0.002	-0.001	-0.000
12.0	+0.049	+0.042	+0.022	+0.007	0.000	-0.002	-0.002	-0.001	0.000	0.000
14.0	+0.046	+0.036	+0.017	+0.004	-0.001	-0.002	-0.001	-0.001	0.000	0.000
16.0	+0.044	+0.031	+0.012	+0.001	-0.002	-0.002	-0.001	0.000	0.000	0.000

Table 11.8 Moment Influence Coefficients, Empty Tank (Shear Applied at Top Hinged Base)

Moments in Cylindrical Wall
Moment Per Ft., M , Applied at Base
Hinged Base, Free Top
Mom. = coef. $\times M$ ft. lb. per ft.
Positive sign indicates tension in the outside



$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H	1.0H
0.4	+0.013	+0.051	+0.109	+0.196	+0.296	+0.414	+0.547	+0.692	+0.843	+1.000
0.8	+0.009	+0.040	+0.090	+0.164	+0.253	+0.375	+0.503	+0.659	+0.824	+1.000
1.2	+0.006	+0.027	+0.063	+0.125	+0.206	+0.316	+0.454	+0.616	+0.802	+1.000
1.6	+0.003	+0.011	+0.035	+0.078	+0.152	+0.253	+0.393	+0.570	+0.775	+1.000
2.0	-0.002	-0.002	+0.012	+0.034	+0.096	+0.193	+0.340	+0.519	+0.748	+1.000
3.0	-0.007	-0.022	-0.030	-0.029	+0.010	+0.087	+0.227	+0.426	+0.692	+1.000
4.0	-0.008	-0.026	-0.044	-0.051	-0.034	+0.023	0.150	+0.354	+0.645	+1.000
5.0	-0.007	-0.024	-0.045	-0.061	-0.057	-0.015	+0.095	+0.296	0.606	+1.000
6.0	-0.005	-0.018	-0.040	-0.058	-0.065	-0.037	+0.057	+0.252	+0.572	+1.000
8.0	-0.001	-0.009	-0.022	-0.044	-0.068	-0.062	+0.002	+0.178	+0.515	+1.000
10.0	0.000	-0.002	-0.009	-0.028	-0.053	-0.067	-0.031	+0.123	+0.467	+1.000
12.0	0.000	0.000	-0.003	-0.016	-0.040	-0.064	-0.049	+0.081	+0.424	+1.000
14.0	0.000	0.000	0.000	-0.008	-0.029	-0.059	-0.060	+0.048	+0.387	+1.000
16.0	0.000	0.000	+0.002	-0.003	-0.021	-0.051	-0.066	+0.025	+0.354	+1.000

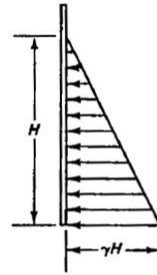
Table 11.9 Shear Q Influence Coefficients

Shear at Base of Cylindrical Wall
 $Q = \text{coef.} \times \begin{cases} \gamma H^2 \text{ lb. (triangular)} \\ p H \text{ lb. (rectangular)} \\ M/H \text{ lb. (mom. at base)} \end{cases}$
 Positive sign indicates shear acting inward

$\frac{H^2}{dt}$	Triangular load, fixed base	Rectangular load, fixed base	Triangular or rectangular load, hinged base
0.4	0.436	0.755	0.245
0.8	0.374	0.552	0.234
1.2	0.339	0.460	0.220
1.6	0.317	0.407	0.204
2.0	0.299	0.370	0.189
3.0	0.262	0.310	0.158
4.0	0.236	0.271	0.137
5.0	0.213	0.243	0.121
6.0	0.197	0.222	0.110
8.0	0.174	0.193	0.096
10.0	0.158	0.172	0.087
12.0	0.145	0.158	0.079
14.0	0.135	0.147	0.073
16.0	0.127	0.137	0.068

Table 11.10 Ring Tension Influence Coefficients, Triangular Load (Fixed Base)

Tension in Circular Rings
 Triangular Load
 Fixed base, Free Top
 $F = \text{coef.} \times \gamma H R$ lb. per ft.
 Positive sign indicates tension

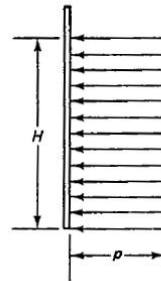


'Liquid Load'—Fixed

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.0H	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H
0.4	+0.149	+0.134	+0.120	+0.101	+0.082	+0.066	+0.049	+0.029	+0.014	+0.004
0.8	+0.263	+0.239	+0.215	+0.190	+0.160	+0.130	+0.096	+0.063	+0.034	+0.010
1.2	+0.283	+0.271	+0.254	+0.234	+0.209	+0.180	+0.142	+0.099	+0.045	+0.016
1.6	+0.265	+0.268	+0.268	+0.266	+0.250	+0.266	+0.185	+0.134	+0.075	+0.023
2.0	+0.234	+0.251	+0.273	+0.285	+0.285	+0.274	+0.232	+0.172	+0.104	+0.031
3.0	+0.134	+0.203	+0.267	+0.322	+0.357	+0.362	+0.330	+0.262	+0.157	+0.052
4.0	+0.067	+0.164	+0.256	+0.339	+0.403	+0.429	+0.409	+0.334	+0.210	+0.073
5.0	+0.025	+0.137	+0.245	+0.346	+0.428	+0.477	+0.469	+0.398	+0.259	+0.092
6.0	+0.018	+0.119	+0.234	+0.344	+0.441	+0.504	+0.514	+0.447	+0.301	+0.112
8.0	+0.011	+0.104	+0.218	+0.335	+0.443	+0.534	+0.575	+0.530	+0.381	+0.151
10.0	-0.011	+0.098	+0.208	+0.323	+0.437	+0.542	+0.608	+0.589	+0.440	+0.179
12.0	-0.005	+0.097	+0.202	+0.312	+0.429	+0.543	+0.628	+0.633	+0.494	+0.211
14.0	-0.002	+0.098	+0.200	+0.306	+0.420	+0.539	+0.639	+0.666	+0.541	+0.241
16.0	0.000	+0.099	+0.199	+0.304	+0.412	+0.531	+0.641	+0.687	+0.582	+0.265

Table 11.11 Ring Tension Influence Coefficients, Rectangular Load (Fixed Base)

Tension in Circular Rings
 Rectangular Load
 Fixed Base, Free Top
 $F = \text{coef.} \times p R$ lb. per ft.
 Positive sign indicates tension

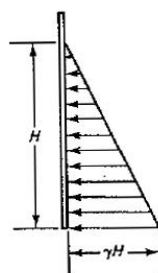


'Gas' Load—Fixed

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.0H	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H
0.4	+0.582	+0.505	+0.431	+0.353	+0.277	+0.206	+0.145	+0.092	+0.046	+0.013
0.8	+1.052	+0.921	+0.796	+0.669	+0.542	+0.415	+0.289	+0.179	+0.089	+0.024
1.2	+1.218	+1.078	+0.946	+0.808	+0.665	+0.519	+0.378	+0.246	+0.127	+0.034
1.6	+1.257	+1.141	+1.009	+0.881	+0.742	+0.600	+0.449	+0.294	+0.153	+0.045
2.0	+1.253	+1.144	+1.041	+0.929	+0.806	+0.667	+0.514	+0.345	+0.186	+0.055
3.0	+1.160	+1.112	+1.061	+0.998	+0.912	+0.796	+0.646	+0.459	+0.258	+0.081
4.0	+1.085	+1.073	+1.057	+1.029	+0.997	+0.887	+0.746	+0.553	+0.322	+0.105
5.0	+1.037	+1.044	+1.047	+1.042	+1.015	+0.949	+0.825	+0.629	+0.379	+0.128
6.0	+1.010	+1.024	+1.038	+1.045	+1.034	+0.986	+0.879	+0.694	+0.430	+0.149
8.0	+0.989	+1.005	+1.022	+1.036	+1.044	+1.026	+0.953	+0.788	+0.519	+0.189
10.0	+0.989	+0.998	+1.010	+1.023	+1.039	+1.040	+0.996	+0.859	+0.591	+0.226
12.0	+0.994	+0.997	+1.003	+1.014	+1.031	+1.043	+1.022	+0.911	+0.652	+0.262
14.0	+0.997	+0.998	+1.000	+1.007	+1.022	+1.040	+1.035	+0.949	+0.705	+0.294
16.0	+1.000	+0.999	+0.999	+1.003	+1.015	+1.032	+1.040	+0.975	+0.750	+0.321

Table 11.12 Ring Tension Influence Coefficients, Triangular Load (Pinned Base)

Tension in Circular Rings
Triangular Load
Hinged Base, Free Top
 $F = \text{coef.} \times \gamma H R$ lb. per ft.
Positive sign indicates tension

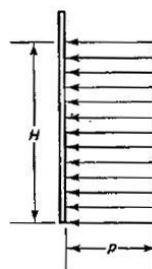


'Liquid Load'—Fixed

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.0H	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H
0.4	+0.474	+0.440	+0.395	+0.352	+0.308	+0.264	+0.215	+0.165	+0.111	+0.057
0.8	+0.423	+0.402	+0.381	+0.358	+0.330	+0.297	+0.249	+0.202	+0.145	+0.076
1.2	+0.350	+0.355	+0.361	+0.362	+0.358	+0.343	+0.309	+0.256	+0.186	+0.098
1.6	+0.271	+0.303	+0.341	+0.369	+0.385	+0.385	+0.362	+0.314	+0.233	+0.124
2.0	+0.205	+0.260	+0.321	+0.373	+0.411	+0.434	+0.419	+0.369	+0.280	+0.151
3.0	+0.074	+0.179	+0.281	+0.375	+0.449	+0.506	+0.519	+0.479	+0.375	+0.210
4.0	+0.017	+0.137	+0.253	+0.367	+0.469	+0.545	+0.579	+0.553	+0.447	+0.256
5.0	-0.008	+0.114	+0.235	+0.356	+0.469	+0.562	+0.617	+0.606	+0.503	+0.294
6.0	-0.011	+0.103	+0.223	+0.343	+0.463	+0.566	+0.639	+0.643	+0.547	+0.327
8.0	-0.015	+0.096	+0.208	+0.324	+0.443	+0.564	+0.661	+0.697	+0.621	+0.386
10.0	-0.008	+0.095	+0.200	+0.311	+0.428	+0.552	+0.666	+0.730	+0.678	+0.433
12.0	-0.002	+0.097	+0.197	+0.302	+0.417	+0.541	+0.664	+0.750	+0.720	+0.477
14.0	0.000	+0.098	+0.197	+0.299	+0.408	+0.531	+0.659	+0.761	+0.752	+0.513
16.0	+0.002	+0.100	+0.198	+0.299	+0.403	+0.521	+0.650	+0.764	+0.776	+0.543

Table 11.13 Ring Tension Influence Coefficients, Rectangular Load (Hinged Base)

Tension in Circular Rings
Rectangular Load
Hinged Base, Free Top
 $F = \text{coef.} \times p R$ lb. per ft.
Positive sign indicates tension

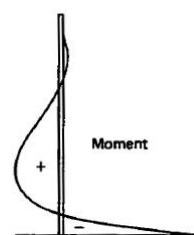
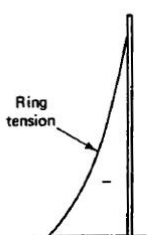


'Gas' Load—Pinned

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.0H	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H
0.4	+1.474	-1.340	+1.195	+1.052	+0.903	+0.764	+0.615	+0.465	+0.311	+0.154
0.8	+1.423	+1.302	+1.181	+1.058	+0.930	+0.797	+0.649	+0.502	+0.345	+0.166
1.2	+1.350	+1.255	+1.161	+1.062	+0.958	+0.843	+0.709	+0.556	+0.386	+0.198
1.6	+1.271	+1.203	+1.141	+1.069	+0.985	+0.885	+0.756	+0.614	+0.433	+0.224
2.0	+1.205	+1.160	+1.121	+1.173	+1.011	+0.934	+0.819	+0.669	+0.480	+0.251
3.0	+1.074	+1.079	+1.081	+1.075	+1.049	+1.006	+0.919	+0.779	+0.575	+0.310
4.0	+1.017	+1.037	+1.053	+1.067	+1.069	+1.045	+0.979	+0.853	+0.647	+0.356
5.0	+0.992	+1.014	+1.035	+1.056	+1.069	+1.062	+1.017	+0.906	+0.703	+0.394
6.0	+0.989	+1.003	+1.023	+1.043	+1.063	+1.066	+1.039	+0.943	+0.747	+0.427
8.0	+0.985	+0.996	+1.008	+1.024	+1.043	+1.064	+1.061	+0.997	+0.821	+0.486
10.0	+0.992	+0.995	+1.000	+1.011	+1.028	+1.052	+1.066	+1.030	+0.878	+0.523
12.0	+0.998	+0.997	+0.997	+1.002	+1.017	+1.041	+1.064	+1.050	+0.920	+0.577
14.0	+1.000	+0.998	+0.997	+0.999	+1.008	+1.031	+1.059	+1.061	+0.952	+0.613
16.0	+1.002	+1.000	+0.998	+0.999	+1.003	+1.021	+1.050	+1.064	+0.976	+0.543

Table 11.14 Empty Tank Ring Tension Influence Coefficients, Fixed Base

Tension in Circular Rings
 Shear per Ft., Q , Applied at Top
 Fixed Base, Free Top
 $F = \text{coef.} \times VR/H$ lb. per ft.
 Positive sign indicates tension

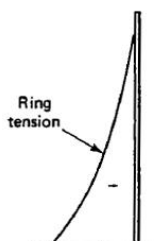


Empty Tank

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.0H	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H
0.4	-1.57	-1.32	-1.08	-0.86	-0.65	-0.47	-0.31	-0.18	-0.08	-0.02
0.8	-3.09	-2.55	-2.04	-1.57	-1.15	-0.80	-0.51	-0.28	-0.13	-0.03
1.2	-3.95	-3.17	-2.44	-1.79	-1.25	-0.81	-0.48	-0.25	-0.10	-0.02
1.6	-4.57	-3.54	-2.60	-1.80	-1.17	-0.69	-0.36	-0.16	-0.05	-0.01
2.0	-5.12	-3.83	-2.68	-1.74	-1.02	-0.52	-0.21	-0.05	+0.01	+0.01
3.0	-6.32	-4.37	-2.70	-1.43	-0.58	-0.02	-0.15	+0.19	+0.13	+0.04
4.0	-7.34	-4.73	-2.60	-1.10	-0.19	+0.26	+0.38	+0.33	+0.19	+0.06
5.0	-8.22	-4.99	-2.45	-0.79	+0.11	+0.47	+0.50	+0.37	+0.20	+0.06
6.0	-9.02	-5.17	-2.27	-0.50	+0.34	+0.59	+0.53	+0.35	+0.17	+0.01
8.0	-10.42	-5.36	-1.85	-0.02	+0.63	+0.66	+0.46	+0.24	+0.09	+0.01
10.0	-11.67	-5.43	-1.43	+0.36	+0.78	+0.62	+0.33	+0.12	+0.02	0.00
12.0	-12.76	-5.41	-1.03	+0.63	+0.83	+0.52	+0.21	+0.04	-0.02	0.00
14.0	-13.77	-5.34	-0.68	+0.80	+0.81	+0.42	+0.13	0.00	-0.03	-0.01
16.0	-14.74	-5.22	-0.33	+0.96	+0.76	+0.32	+0.05	-0.04	-0.05	-0.02

Table 11.15 Empty Tank Ring Tension Influence Coefficients, Hinged Base

Tension in Circular Rings
 Moment per Ft., M , Applied at Base
 Hinged Base, Free Top
 $F = \text{coef.} \times MR/H^2$ lb. per ft.
 Positive sign indicates tension



Empty Tank

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point									
	0.0H	0.1H	0.2H	0.3H	0.4H	0.5H	0.6H	0.7H	0.8H	0.9H
0.4	+2.70	+2.50	+2.30	+2.12	+1.91	+1.69	+1.41	+1.13	+0.80	+0.44
0.8	+2.02	+2.06	+2.10	+2.14	+2.10	+2.02	+1.95	+1.75	+1.39	+0.80
1.2	+1.06	+1.42	+1.79	+2.03	+2.46	+2.65	+2.80	+2.60	+2.22	+1.37
1.6	+0.12	+0.79	+1.43	+2.04	+2.72	+3.25	+3.56	+3.59	+3.13	+2.01
2.0	-0.68	+0.22	+1.10	+2.02	+2.90	+3.69	+4.30	+4.54	+4.08	+2.75
3.0	-1.78	-0.71	+0.43	+1.60	+2.95	+4.29	+5.66	+6.58	+6.55	+4.73
4.0	-1.87	-1.00	-0.08	+1.04	+2.47	+4.31	+6.34	+8.19	+8.82	+6.81
5.0	-1.54	-1.03	-0.42	+0.45	+1.86	+3.93	+6.60	+9.41	+11.03	+9.02
6.0	-1.04	-0.86	-0.59	-0.05	+1.21	+3.34	+6.54	+10.28	+13.08	+11.41
8.0	-0.24	-0.53	-0.73	-0.67	-0.02	+2.05	+5.87	+11.32	+16.52	+16.06
10.0	+0.21	-0.23	-0.64	-0.94	-0.73	+0.82	+4.79	+11.63	+19.48	+20.87
12.0	+0.32	-0.05	-0.46	-0.96	-1.15	-0.18	+3.52	+11.27	+21.80	+25.73
14.0	+0.26	+0.04	-0.28	-0.76	-1.29	-0.87	+2.29	+10.55	+23.50	+30.34
16.0	+0.22	+0.07	-0.08	-0.64	-1.28	-1.30	+1.12	+9.67	+24.53	+34.65

Table 11.16 Supplementary Influence Coefficients for Values of H^2/dt Greater Than 16 for Tables 11.4–11.15

Table 11.4a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.80H	.85H	.90H	.95H	1.00H
20	+0.0015	+0.0014	+0.0005	−0.0018	−0.0063
24	+0.0012	+0.0012	+0.0007	−0.0013	−0.0053
32	+0.0007	+0.0009	+0.0007	−0.0008	−0.0040
40	+0.0002	+0.0005	+0.0006	−0.0005	−0.0032
48	.0000	+0.0001	+0.0006	−0.0003	−0.0026
56	.0000	.0000	+0.0004	−0.0001	−0.0023

Table 11.5a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.80H	.85H	.90H	.95H	1.00H
20	+0.0015	+0.0013	+0.0002	−0.0024	−0.0073
24	+0.0012	+0.0012	+0.0004	−0.0018	−0.0061
32	+0.0008	+0.0009	+0.0006	−0.0010	−0.0046
40	+0.0005	+0.0007	+0.0007	−0.0005	−0.0037
48	+0.0004	+0.0006	+0.0006	−0.0003	−0.0031
56	+0.0002	+0.0004	+0.0005	−0.0001	−0.0026

Table 11.6a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.75H	.80H	.85H	.90H	.95H
20	+0.0008	+0.0014	+0.0020	+0.0024	+0.0020
24	+0.0005	+0.0010	+0.0015	+0.0020	+0.0017
32	.0000	+0.0005	+0.0009	+0.0014	+0.0013
40	.0000	+0.0003	+0.0006	+0.0011	+0.0011
48	.0000	+0.0001	+0.0004	+0.0008	+0.0010
56	.0000	.0000	+0.0003	+0.0007	+0.0008

Table 11.7a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.05H	.10H	.15H	.20H	.25H
20	+0.032	+0.039	+0.033	+0.023	+0.014
24	+0.031	+0.035	+0.028	+0.018	+0.009
32	+0.028	+0.029	+0.020	+0.011	+0.004
40	+0.026	+0.025	+0.015	+0.006	+0.001
48	+0.024	+0.021	+0.011	+0.003	0.000
56	+0.023	+0.018	+0.008	+0.002	0.000

Table 11.8a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.80H	.85H	.90H	.95H	1.00H
20	−0.015	+0.095	+0.296	+0.606	+1.000
24	−0.037	+0.057	+0.250	+0.572	+1.000
32	−0.062	+0.002	+0.178	+0.515	+1.000
40	−0.067	−0.031	+0.123	+0.467	+1.000
48	−0.064	−0.049	+0.081	+0.424	+1.000
56	−0.059	−0.060	+0.048	+0.387	+1.000

Table 11.9a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point		
	Tri. Fixed	Rect. Fixed	T. or R. Hinged
20	+0.114	+0.122	+0.062
24	+0.102	+0.111	+0.055
32	+0.089	+0.096	+0.048
40	+0.080	+0.086	+0.043
48	+0.072	+0.079	+0.039
56	+0.067	+0.074	+0.036

Table 11.16 Continued

Table 11.10a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.75H	.80H	.85H	.90H	.95H
20	+0.716	+0.654	+0.520	+0.325	+0.115
24	+0.746	+0.702	+0.577	+0.372	+0.137
32	+0.782	+0.768	+0.663	+0.459	+0.182
40	+0.800	+0.805	+0.731	+0.530	+0.217
48	+0.791	+0.828	+0.785	+0.593	+0.254
56	+0.763	+0.838	+0.824	+0.636	+0.285

Table 11.11a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.75H	.80H	.85H	.90H	.95H
20	+0.949	+0.825	+0.629	+0.379	+0.128
24	+0.986	+0.879	+0.694	+0.430	+0.149
32	+1.026	+0.953	+0.788	+0.519	+0.189
40	+1.040	+0.996	+0.859	+0.591	+0.226
48	+1.043	+1.022	+0.911	+0.652	+0.262
56	+1.040	+1.035	+0.949	+0.705	+0.294

Table 11.12a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.75H	.80H	.85H	.90H	.95H
20	+0.812	+0.817	+0.756	+0.603	+0.344
24	+0.816	+0.839	+0.793	+0.647	+0.377
32	+0.814	+0.861	+0.847	+0.721	+0.436
40	+0.802	+0.866	+0.880	+0.778	+0.483
48	+0.791	+0.864	+0.900	+0.820	+0.527
56	+0.781	+0.859	+0.911	+0.852	+0.563

Table 11.13a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.75H	.80H	.85H	.90H	.95H
20	+1.062	+1.017	+0.906	+0.703	+0.394
24	+1.066	+1.039	+0.943	+0.747	+0.427
32	+1.064	+1.061	+0.997	+0.821	+0.486
40	+1.052	+1.066	+1.030	+0.878	+0.533
48	+1.041	+1.064	+1.050	+0.920	+0.577
56	+1.021	+1.059	+1.061	+0.952	+0.613

Table 11.14a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.00H	.05H	.10H	.15H	.20H
20	-16.44	-9.98	-4.90	-1.59	+0.22
24	-18.04	-10.34	-4.54	-1.00	+0.68
32	-20.84	-10.72	-3.70	-0.04	+1.26
40	-23.34	-10.86	-2.86	+0.72	+1.56
48	-25.52	-10.82	-2.06	+0.26	+1.66
56	-27.54	-10.68	-1.36	+1.60	+1.62

Table 11.15a

$\frac{H^2}{dt}$	Coefficients at Point				
	.75H	.80H	.85H	.90H	.95H
20	+15.30	+25.9	+36.9	+43.3	+35.3
24	+13.20	+25.9	+40.7	+51.8	+45.3
32	+8.10	+23.2	+45.9	+65.4	+63.6
40	+3.28	+19.2	+46.5	+77.9	+83.5
48	-0.70	+14.1	+45.1	+87.2	+103.0
56	-3.40	+9.2	+42.2	+94.0	+121.0

១១.៦. Prestressing Effects on Wall Stresses for Fully Hinged, Partially Sliding and Hinged, Fully Fixed, and Partially Fixed Bases

សារធាតុរាវ ឬឧស្ម័នដែលស្ថិតនៅក្នុងអាងរាងស៊ីឡាំងអនុវត្តសម្ពាធរាឌីយ៉ាល់ ចេញក្រៅ ph ឬ p នៅលើជញ្ជាំងអាង ដែលបង្កើត ring tension នៅក្នុងមុខកាត់ដេកនីមួយៗត្រង់សរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់ជញ្ជាំងដែលបង្កើតជាស្នាមប្រេះដែលមិនអាចអនុញ្ញាតបាន ។ ដើម្បីកាត់បន្ថយស្នាមប្រេះទាំងនេះដែលបណ្តាលឱ្យជ្រាប និងធ្វើឱ្យគ្រឿងបង្កើតការមិនល្អ គេត្រូវអនុវត្តកម្លាំងប្រកុងត្រាំងដេកខាងក្រៅដែលបង្កើត radial thrust ចូលក្នុងដែលអាចធ្វើឱ្យ radial tension ចេញក្រៅមានលំនឹង ។ លើសពីនេះ ដើម្បីការពារការកើតមានស្នាមប្រេះនៅលើផ្ទៃខាងក្នុងរបស់ជញ្ជាំងនៅពេលអាងទឹកទទេ គេត្រូវបញ្ចូលកម្លាំងប្រកុងត្រាំងបញ្ឈរដើម្បីកាត់បន្ថយក្នុងត្រាំងទាញដែលនៅសល់ (residual tension) ឱ្យនៅក្នុងដែននៃម៉ូឌុលដាច់របស់បេតុង និងដើម្បីបំពេញលក្ខខណ្ឌមេគុណសុវត្ថិភាព ។

ដើម្បីធានាការប្រឆាំងនឹងការកើតមានស្នាមប្រេះនៅផ្ទៃខាងក្រៅរបស់ជញ្ជាំងអាង គេគួរអនុវត្តកម្លាំងប្រកុងត្រាំងដេកធំជាងកម្លាំងដែលវាត្រូវការបន្តិចដើម្បីធ្វើឱ្យកម្លាំង radial ចេញក្រៅដែលបង្កដោយសារធាតុរាវឬឧស្ម័នខាងក្នុងមានលំនឹង អញ្ចឹងហើយវាបង្កើតឱ្យមានក្នុងត្រាំងសង្កត់ដែលនៅសេសសល់ (residual compression) នៅក្នុងអាងនៅពេលវាពេញ ។ ការកើនឡើងនៃកម្លាំងប្រកុងត្រាំងវិជ្ជុល (circumferential prestressing forces) តាមរយៈការប្រើដែកប្រកុងត្រាំងដេកបន្ថែម និងពេលខ្លះមានដែកបញ្ឈរធម្មតាក៏ប្រឆាំងនឹងឥទ្ធិពលរបស់សីតុណ្ហភាព និងបម្រែបម្រួលសំណើម (moisture gradient) ដែលឆ្លងកាត់កម្រាស់ជញ្ជាំងក្នុងបរិស្ថានមិនល្អផងដែរ ។

១១.៦.១. បាតជញ្ជាំងអិលដោយសេរី (Freely Sliding Wall Base)

នៅពេលលក្ខខណ្ឌព្រំដែននៃបាតរបស់ជញ្ជាំងអាចអិលដោយសេរី នោះពេលអាងរងបន្ទុកខាងក្នុង វានឹងមិនមានម៉ូម៉ង់នៅក្នុងជញ្ជាំងបញ្ឈរដែលបណ្តាលពីបន្ទុកសារធាតុរាវ ឬក៏បណ្តាលពីកម្លាំងប្រកុងត្រាំង ទោះបីនៅពេលអាងពេញដល់កម្ពស់ H ក៏ដោយ ។ មានតែ nominal moment ដ៏តូចប៉ុណ្ណោះកើតមាននៅពេលអាងមិនពេញឬរងប្រកុងត្រាំងដោយផ្នែក ឬក៏ទទេ ហើយវាមិនត្រូវការកម្លាំងប្រកុងត្រាំងបញ្ឈរទេ ។ រូបរាងខូចទ្រង់ទ្រាយរបស់អាងដែលអិលដោយសេរីត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៧ ។

នៅពេលដែលការអិលដោយសេរីជាលក្ខខណ្ឌដ៏ល្អដែលផ្តល់នូវគ្រឿងបង្កកំណត់ដោយស្ថាទិច ហើយមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាតិ ប៉ុន្តែគេពិបាកនឹងទទួលបានក្នុងការអនុវត្តជាក់ស្តែង ។ កម្លាំងកកិត (frictional force)

ដែលកើតមាននៅត្រង់បាតជញ្ជាំងក្រោយពេលដែលគេដាក់ឱ្យអាងដំណើរការប្រើប្រាស់ ដូចនេះជំរើសនេះមិនអាចប្រើការបានទេ ។

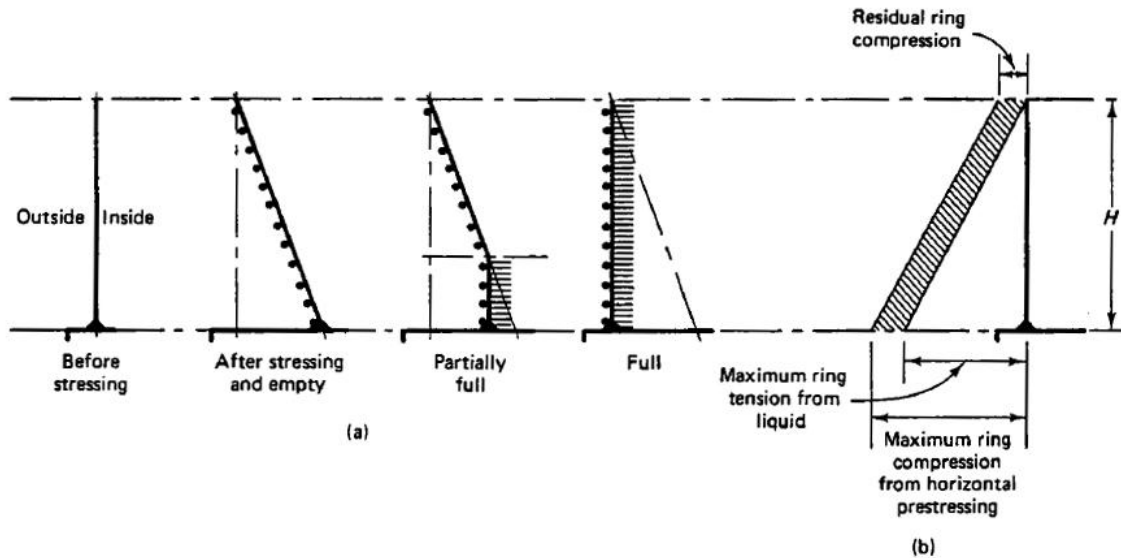


Figure 11.7 Freely sliding tank. (a) Deflected shape. (b) Residual ring compression.

១១.៦.២. បាតជញ្ជាំងជាទម្រង់សន្លាក់ Hinged Wall Base

សម្រាប់ជញ្ជាំងដែលមានតំណសន្លាក់នៅបាត កម្លាំង radial force អតិបរមាដែលបណ្តាលពីសារធាតុរាវដែលវាផ្ទុក ហើយប្រែក្លាយទៅជាត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ត្រង់ចម្ងាយ y ពីលើបាតសឹងតែស្មើនឹងប្រែក្លាយទៅជាត្រង់ក្នុងករណីបាតរាបដោយសេរីត្រង់កម្ពស់ y ដែរ ។ ប៉ុន្តែគេត្រូវបញ្ចូលម៉ូម៉ង់បញ្ជ័រ ហើយកម្លាំងប្រែក្លាយទៅជាបញ្ជ័រក្លាយជាចាំបាច់ដើម្បីកាត់បន្ថយក្នុងត្រង់ទាញនៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់ផ្ទៃជញ្ជាំងខាងក្រៅ ។

រូបរាងខូចទ្រង់ទ្រាយរបស់ជញ្ជាំងដែលមានទម្រង់ hinged ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត ១១.៨ ។ ចំណាំថា មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់ ring force មិនចាំបាច់នៅត្រង់កម្ពស់ដូចគ្នានឹងមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ទេ ។

ដើម្បីកាត់បន្ថយស្នាមប្រេះដែលអាចកើតមានរហូតដល់ចំនួនអប្បបរមា, គេចាំបាច់ត្រូវការ residual ring compression ដែលមានតម្លៃអតិបរមា $200 \text{ psi} (1.38 \text{ MPa})$ សម្រាប់ wire-wrapped prestressed tank ដែលមិនមាន diaphragm និងមានតម្លៃអតិបរមា $100 \text{ psi} (0.7 \text{ MPa})$ សម្រាប់អាងដែលមាន continuous metal diaphragm ។ ក្នុងត្រង់ទាញអតិបរមានៅផ្ទៃខាងក្នុងរបស់ជញ្ជាំងមិនត្រូវធំជាង $3\sqrt{f'_c}$ ក្រោមអំពើបន្ទុកធ្វើការ (working load) ដូចដែលឱ្យនៅក្នុងតារាង ១១.១៧ នៅក្នុងផ្នែកខាងមុខ ។ រូបរាងខូចទ្រង់ទ្រាយរបស់អាងជញ្ជាំង និងបម្រែបម្រួលក្នុងត្រង់ទាញនៅក្នុងបេតុងដែលកាត់តាមកម្រាស់របស់មុខកាត់នៅពេលអាងទទេ និងនៅពេលវាពេញ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត ១១.៨ ។ សម្រាប់អាងដែលរងប្រែក្លាយជាមួយនឹង pretensioned tendon និង post-tensioned tendons ក្នុងត្រង់សង្កត់ដែលនៅសេសសល់អប្បបរមាគួរមានតម្លៃដូចអ្វីដែល

រៀបរាប់នៅ ក្នុងផ្នែក 11.10 ។

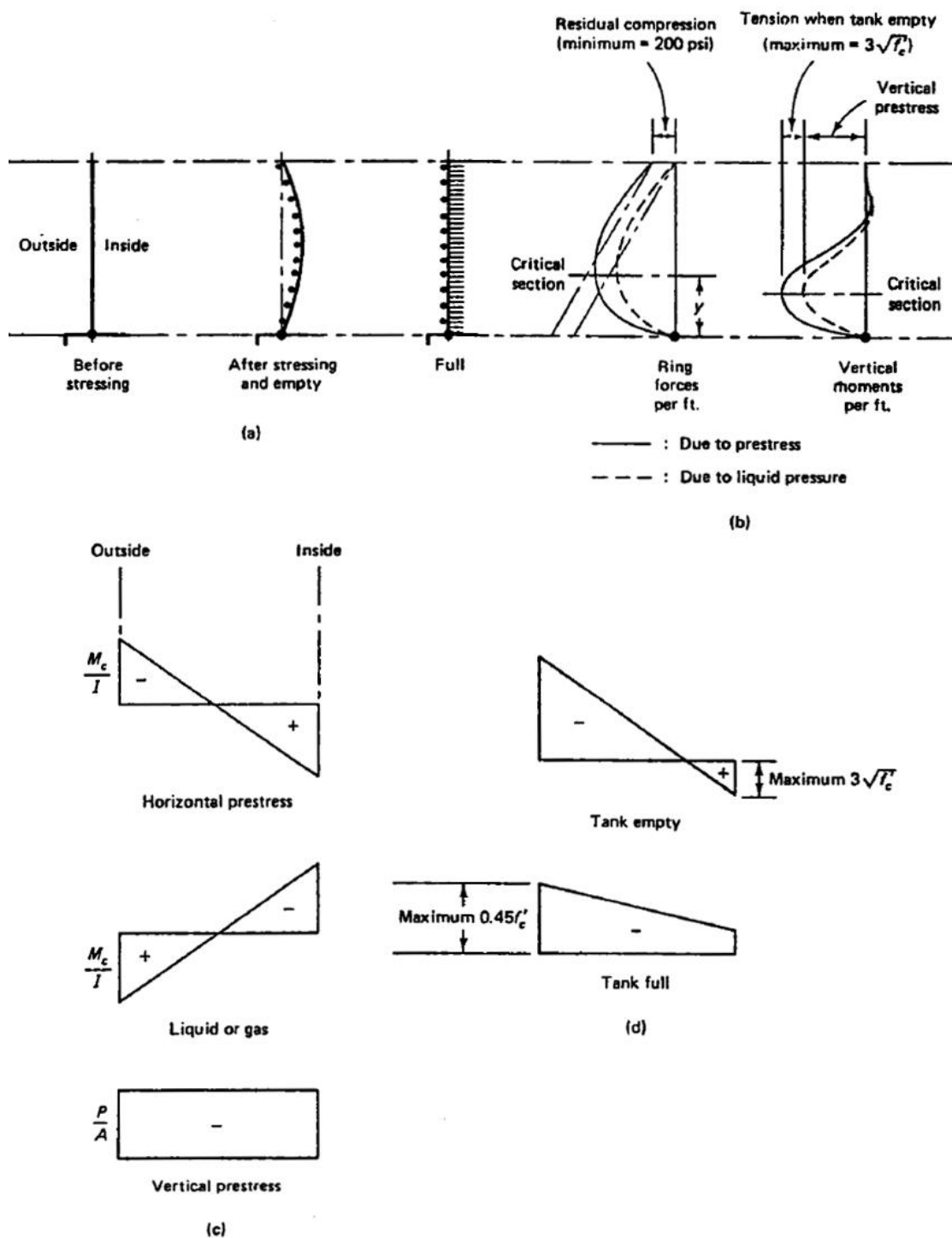


Figure 11.8 Hinged-base tank. (a) Deflected shape of tank wall. (b) Horizontal ring forces and vertical moments. (c) Concrete stresses across wall thickness. (d) Resultant wall stresses.

១១.៦.៣. បាតជញ្ជាំងអិលដោយផ្នែក និងមានទម្រង់សន្លាក់

Partially Sliding and Hinged Wall Base

ដើម្បីទទួលបាន partially slinging and hinged wall-base system គេត្រូវធ្វើរន្ធនៅក្នុងកម្រាលទ្រ បាតជញ្ជាំងយ៉ាងណាដើម្បីឱ្យជញ្ជាំងអាចរអិលក្នុងអំឡុងពេលរងប្រកួងត្រាំង ។ ក្រោយពេលរងប្រកួងត្រាំង និង កំហាតបង់ប្រកួងត្រាំងដោយសារ creep, shrinkage និង relaxation, គេត្រូវបិទរន្ធ ហើយជញ្ជាំងអាចធ្វើការ ជា hinged ក្រោមអំពើលក្ខខណ្ឌ service load ។ គេត្រូវគ្រប់គ្រងទំហំនៃការរអិល ទោះបីវាជា full sliding ឬ partial sliding ក៏ដោយ ដើម្បីឱ្យវាស្ថិតក្នុងកំរិតអនុញ្ញាតមុននឹងគេទទួលបានទម្រង់ hinged ។ ការរអិលដោយ ផ្នែកប្រហែល 50% នៃការរអិលពេញលេញ និងដោយមានសន្លាក់នៅខាងចុងរបស់ជញ្ជាំង វាផ្តល់ប្រយោជន៍ដល់ ចលនារបស់គ្រឿងបង្កទាំងសម្រាប់បាតរអិលពេញលេញ និងទាំងសម្រាប់បាតមានសន្លាក់ ហើយការបិទរន្ធនៅត្រង់ តំណ pinned ត្រង់បាតជញ្ជាំងប្រឆាំងនឹងការលេចជ្រាបនៃសារធាតុរាវ ឬឧស្ម័នគឺវាកាន់តែអាស្រ័យទៅនឹងកំរិត រអិល ដែលគេអនុញ្ញាតចំពោះ full sliding ជាងចំពោះ anchorage ។ រូបរាងខូចទ្រង់ទ្រាយរបស់ជញ្ជាំងក្នុង អំឡុងដំណើរការអនុវត្តប្រកួងត្រាំង រួមជាមួយនឹង ring force, ម៉ូម៉ង់បញ្ជ័រ និងបម្រែបម្រួលក្នុងត្រាំងបេតុង ក្នុងកម្រាស់ជញ្ជាំង ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៩ ។ ប្រកួងត្រាំងបញ្ជ័រដែលត្រូវការសម្រាប់ករណី partial slide-pinned មានតម្លៃតូចជាងករណី fully pinned ដែលមិនមានការរអិលច្រើនណាស់ ។

១១.៦.៤. បាតជញ្ជាំងបង្កប់ពេលលេញ (Fully Fixed Wall Base)

ភាពបង្កប់ពេញលេញរបស់ជញ្ជាំងនៅត្រង់បាតមានន័យថាទប់ (restraint) មិនឱ្យវិលទាំងស្រុងនៅត្រង់ បាតជញ្ជាំង ។ គេអាចទទួលបានលក្ខខណ្ឌនេះ ប្រសិនបើកំណត់ទាបជាងគេរបស់ជញ្ជាំងត្រូវបានចាក់ក្នុងពេលជា មួយគ្នានឹងកម្រាល ហើយមានការផ្គុំបង្កើនយ៉ាងល្អទៅក្នុងកម្រាលបាតដែលមានភាពរឹងក្រាញដូចគ្នា ។ ប៉ុន្តែគេពិបាក នឹងទទួលបានប្រព័ន្ធមិនកំណត់បែបនេះណាស់ ហើយវាក៏មិនមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចផង ដោយសារផ្ទៃបាតអាចមាន ទំហំធំ ហើយភាពបង្កប់ដោយផ្នែកក្លាយជាចាំបាច់ ។ កម្លាំង radial តាមទិសដេកដែលបានពិកម្លាំងប្រកួងត្រាំង និងបានពិសម្ពាធខាងក្នុងមិនមានការប្រែប្រួលពីរាងត្រីកោណសម្រាប់សារធាតុរាវ រាងចតុកោណសម្រាប់ឧស្ម័ន និងរាង ចតុកោណព្នាយសម្រាប់អង្គធាតុគ្រាប់ទេ ។ ប៉ុន្តែ restraint ដែលបង្កើតដោយកម្រាលបាតកែប្រែ ring force និង បញ្ចូលម៉ូម៉ង់បន្ថែមទៅក្នុងមុខកាត់បញ្ជ័ររបស់ជញ្ជាំង ។ ដោយសារភាពបង្កប់នៅត្រង់បាត វានឹងមិន មានបំណាស់ទីកើតមាននៅត្រង់បាត ឬកំពូលរបស់ជញ្ជាំងទេ ហើយការប្រែប្រួលនៃកំណែងរបស់កម្ពស់ជញ្ជាំង កើតមាននៅ ពេលអាងទទេ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១០ ។ ចំណាំថា គេគួរសិក្សាគណនាជញ្ជាំងឱ្យឈរត្រង់ ជាមួយនឹង ក្នុងត្រាំងសង្កត់ដែលសេសសល់អប្បបរមាដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រកួងត្រាំង 200 psi ដូចក្នុងករណី លើកមុន ។

ប្រកុងត្រាំងបញ្ឈរដែលត្រូវការសម្រាប់អាងដែលមានបាតជញ្ជាំងបង្កប់ពេញលេញមានតម្លៃធំជាងសម្រាប់ករណី
លក្ខខណ្ឌព្រំដែកដទៃទៀតខ្លាំងណាស់។ គេចាំបាច់ធ្វើឱ្យមានបម្រែបម្រួលកុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបាតជញ្ជាំងត្រង់ផ្ទៃ
ខាងក្រៅដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានដ៏ធំនៅត្រង់បាតឱ្យមានតម្លៃធំ (មើលរូបទី ១១.១០ a និង b) ហើយ
បញ្ជ្រាស់កំណែងដែលនៅក្បែរវា។ ពេលខ្លះ វាមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចជាងដោយប្រើដែកពង្រឹងធម្មតានៅផ្នែកខាង
ក្រោមរបស់ជញ្ជាំងបន្ថែមពីលើដែក ប្រកុងត្រាំង ដើម្បីអាចប្រើប្រកុងត្រាំងបញ្ឈរតូចជាង និងឱ្យដែកពង្រឹង
ធម្មតាទទួលនូវម៉ូម៉ង់អវិជ្ជមានដ៏ធំនោះ។ គេក៏អាចកាត់បន្ថយកុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងដោយប្រើកម្លាំងប្រកុង
ត្រាំងបញ្ឈរចាកផ្ចិតជាមួយនឹងចំណុចផ្ចិតសមរម្យ រួមជាមួយនឹងដែកពង្រឹងធម្មតាបន្ថែម។ ប៉ុន្តែ ដែកប្រកុងត្រាំង

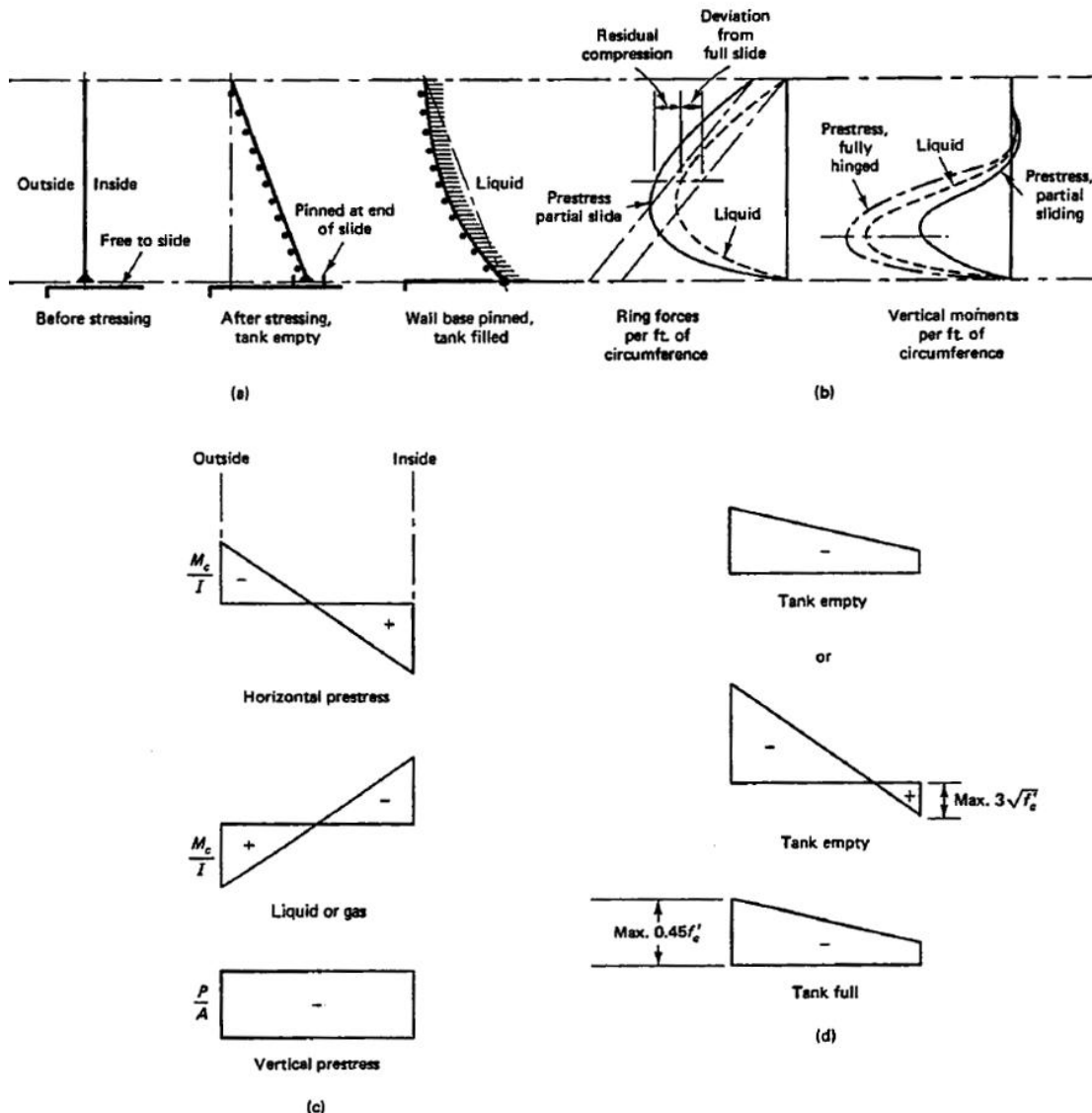


Figure 11.9 Partially sliding and hinged-base tank. (a) Deflected shape. (b) Horizontal ring forces and comparative vertical moments. (c) Concrete stresses across wall thickness. (d) Resultant wall stresses.

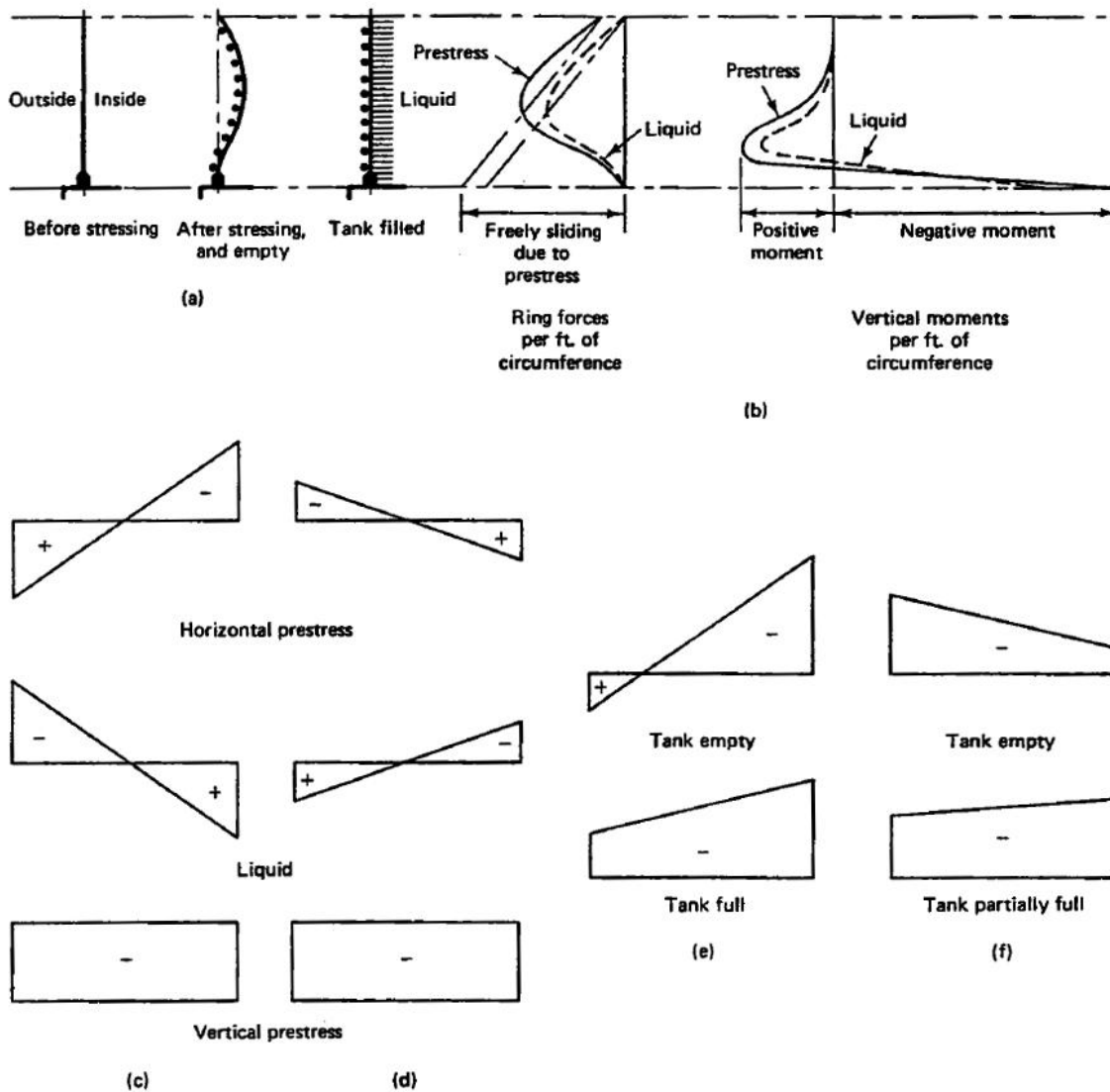


Figure 11.10 Fully fixed-base tank. (a) Deflected wall shape. (b) Horizontal ring forces and vertical moments. (c) Concrete stresses across wall for full tank. (d) Concrete stresses across wall for partially full tank. (e) Resultant stresses, full tank. (f) Resultant stresses, partially full tank.

បញ្ឈរដែលប្រើនៅក្នុងអាងស្តុកមានតម្លៃថ្លៃ ដោយសារតម្រូវការ anchorage នៅខាងចុង និងបាតរបស់ជញ្ជាំង អាង ។ ដូចនេះ គេត្រូវការកាត់បន្ថយប្រែក្នុងត្រាំងបញ្ឈរក្នុងការសិក្សាគណនាដើម្បីបន្ថែមលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចដល់ ការសិក្សាគណនាប្រព័ន្ធគ្រឿងបង្ក់អាងទាំងមូល ។

១១.៦.៥. បាតជញ្ជាំងបង្កប់មិនពេញលេញ (Partially Fixed Wall Base)

១១.៦.៥.១. ការទប់នឹងការវិល (Rotational Restraint)

ដូចការបង្ហាញពីខាងដើម គេពិបាកក្នុងការធ្វើឱ្យបានការទប់ពេលលេញប្រឆាំងនឹងការវិលនៅត្រង់បាតជញ្ជាំងណាស់។ មូលហេតុសំខាន់មានបី៖ (1) គេត្រូវផ្តល់នូវភាពរឹងក្រាញ់ចាំបាច់នៅក្នុងកម្រាលបាតអាងត្រង់កន្លែងប្រសព្វជាមួយជញ្ជាំងដើម្បីទទួលបានការបង្កប់ពេញលេញ។ (2) ចលនារបស់ជញ្ជាំងក្រោមជញ្ជាំងអាចបង្កការវិលរបស់បាតជញ្ជាំង។ និង (3) គេទាមទារការប្រមូលផ្តុំ anchorage សម្រាប់ទាំងប្រែក្នុងត្រាំងបញ្ជ័រ និងទាំងប្រែក្នុងត្រាំងវណ្ណដករបស់កំណាត់ជញ្ជាំង-បាត ដោយសារជញ្ជាំង និងបាតរងប្រែក្នុងត្រាំងដាច់ដោយឡែកពីគ្នា។

ដោយសារកម្រាលបាតមានផ្ទៃធំ ឥទ្ធិពលនៃការទប់ ឬការធ្វើឱ្យរឹងរបស់វាត្រូវបានកំណត់ត្រឹមបរិវេណ toe ដ៏តូចចង្អៀតដែលធ្វើការជាលក្ខណៈ cantilever ពីបាតជញ្ជាំង។ ជំរើសដ៏ត្រឹមត្រូវនៃទទឹងរបស់ toe ឬ base ring កំណត់នូវភាពត្រឹមត្រូវនៃតម្លៃភាពរឹងក្រាញ់ក្នុងការគណនាដែលបានពិធីក្រៃនៃការបង្កប់សន្ទត់របស់បាតជញ្ជាំង។ រូបទី ១១.១១ បង្ហាញពីឥទ្ធិពលនៃទទឹង base ring ទៅលើមុំរង្វិលរបស់ជញ្ជាំង និងបំណាស់ទីរបស់ ring ។ ផ្នែក (c) របស់រូបបង្ហាញពីស្ថានភាពលំនឹងដែលចុងរបស់ ring ស្ថិតនៅលើនិរ្ន័យដូចគ្នានឹងបាតរបស់ជញ្ជាំង ប៉ុន្តែលក្ខខណ្ឌដែលបង្ហាញនៅក្នុងផ្នែក (a) និង (b) ពាក់ព័ន្ធនឹងបំណាស់ទីពីខាងក្រោមបាតរបស់ជញ្ជាំង ហើយវាមិនបានបំពេញលក្ខខណ្ឌទេ។

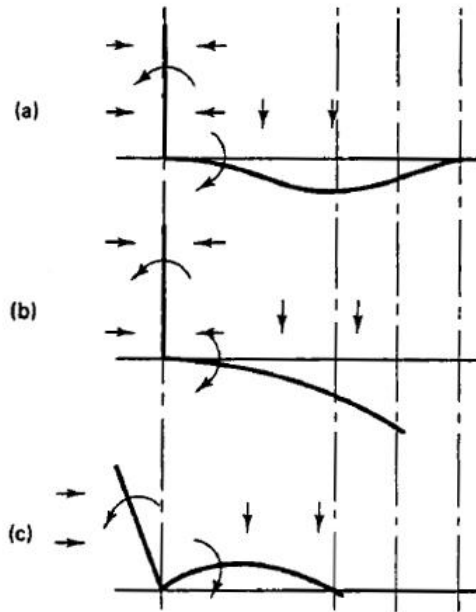


Figure 11.11 Base ring effective width. (a) Full base slab. (b) Large cantilever. (c) Equilibrium condition.

គេអាចទទួលបានរូបមន្តក្នុងការដោះស្រាយរកទីទឹង ring base គ្រោះថ្នាក់តាមរយៈការប្រើគោលការណ៍ តម្រូវផល (superposition) ដោយបូកបញ្ចូលករណីនៃជញ្ជាំងវិលដោយសេរី (freely rotating wall) ជាមួយ នឹងករណីជញ្ជាំងបង្កប់ពេញលេញ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១២ ។ គេយក

M_o = ម៉ូម៉ង់បង្កប់ពេញលេញតាមទ្រឹស្តីនៅត្រង់បាតជញ្ជាំង

M_p = ម៉ូម៉ង់ដោយផ្នែកនៅត្រង់បាតជញ្ជាំងដែលបណ្តាលពី loaded cantilever toe

θ_1 = មុំវិលសេរីរបស់បាតជញ្ជាំងសម្រាប់តែទម្រ pinned ដែលត្រូវនឹងភាពដាប Δ_1 របស់ stiff unloaded toe

θ_2 = មុំរង្វិលបាតជញ្ជាំងដែលបណ្តាលពី restraining moment M_p ដែលត្រូវនឹងភាពដាប Δ_2 នៃ straight unloaded toe

θ_3 = មុំរង្វិលធៀបខាងចុងនៃ stiffening toe ដែលមានលក្ខណៈជា cantilever ក្រោមអំពើបន្ទុកបញ្ឈរ ដែលត្រូវនឹងភាពដាប Δ_3 របស់ចុង toe ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកបញ្ឈរ ។

L = ទទឹងរបស់ stiffening toe ។

q = បន្ទុកឯកតាដែលអនុវត្តទៅលើ stiffening toe = γH ដែល H ជាកម្ពស់របស់អាង ដែលអង្កត់ផ្ចិត របស់វ៉ាស្ទេនីង d , កម្រាស់ជញ្ជាំងរបស់វ៉ាស្ទេនីង t ហើយកម្រាស់កម្រាលរបស់វ៉ាស្ទេនីង h ។

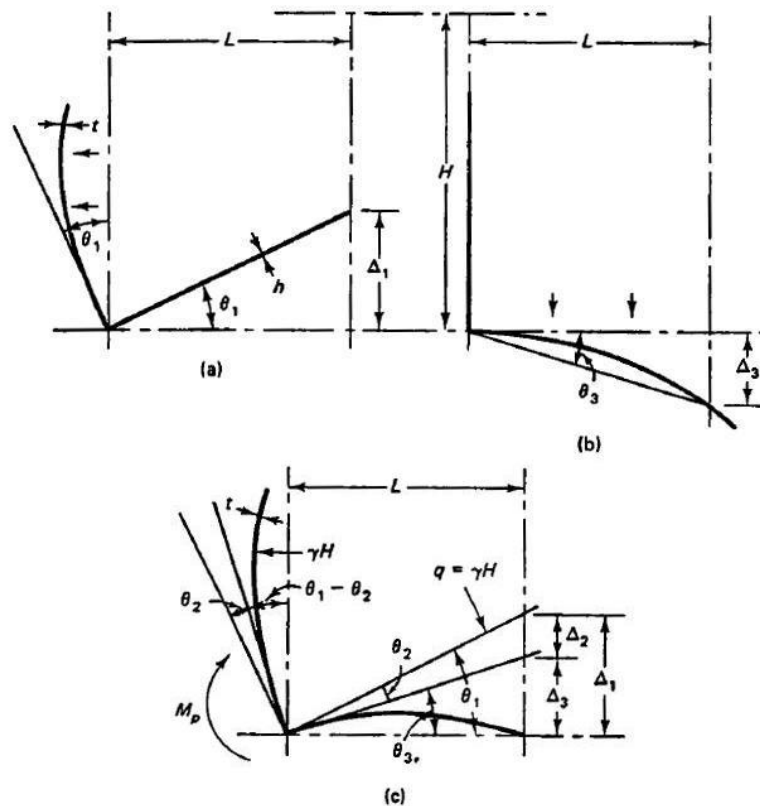


Figure 11.12 Deformation and rotation of wall base. (a) Fully free wall. (b) Fully fixed wall. (c) Superposition of (a) and (b).

គេទទួលបានមុំរង្វិលឯកតា θ របស់ជញ្ជាំងត្រង់បាតរបស់វាដែលបណ្តាលពីម៉ូម៉ង់ M_o ប៉ុន្តែមិនមានបំណាស់ ទី radial ពីសមីការ 11.18a ដោយឱ្យ $w = 0$ ដើម្បីទទួលបាន $Q = -\beta M$ ។ សមីការ 11.18b សម្រាប់មុំរង្វិល ឯកតាក្លាយជា

$$\theta_1 = \frac{M_o}{2\beta D} \quad \theta_2 = \frac{M_p}{2\beta D} \quad (11.33)$$

ដូចនេះ យើងបាន

$$\Delta_1 = \frac{LM_o}{2\beta D} \quad \Delta_2 = \frac{LM_p}{2\beta D} \quad (11.34)$$

ប្រសិនបើគេចាត់ទុក stiffening wall toe ជា cantilever ដែលរង transverse load γH . Cantilever moment អតិបរមា M_p ហើយភាពងាប់ដែលត្រូវគ្នា Δ_3 គឺ

$$M_p = \frac{\gamma H L^2}{2} \quad \Delta_3 = \frac{3\gamma H L^4}{2Eh^3} \quad (11.35)$$

គេអាចទទួលបានម៉ូម៉ង់នៅត្រង់បាតជញ្ជាំងដែលបង្កប់ដោយប្រើ membrane coefficient C ពីតារាង ១១.៤ សម្រាប់ form factor H^2/dt និងប្រភេទបន្ទុក ។ សម្រាប់បន្ទុកសារធាតុរាង

$$M_o = C\gamma H^3 \quad (11.36)$$

ពីសមីការ 11.12(c) រូបរាងដែលខូចទ្រង់ទ្រាយដោយសារបន្ទុកពេញគឺ

$$\Delta_1 = \Delta_2 + \Delta_3$$

សន្មត់ $\mu = 0.2$ និង $\beta = 2/\sqrt{dt}$

ដោយជំនួស Δ_2 និង Δ_3 ពីសមីការ 11.34 ទៅក្នុងសមីការ 11.35 និង 11.36 នោះយើងបាន

$$L^2 = \frac{2CH^2}{1 + \frac{(t/h)^3}{(dt)^{1/2}} (L=1)} \quad (11.37)$$

និង $M_o = \frac{\gamma H L^2}{2}$ (11.38)

យកតួ $S = \frac{(t/h)^3}{(dt)^{1/2}}$ (11.39)

តួ S នៃសមីការ 11.39 នេះត្រូវបានគេឱ្យឈ្មោះថា modifying factor សម្រាប់ការបង្កប់ដោយផ្នែក ។ មេគុណនេះជាទូទៅមានតម្លៃតូច ហើយបង្ហាញនូវផលសងរវាងម៉ូម៉ង់បង្កប់សរុប M_o និងម៉ូម៉ង់ទប់ដោយផ្នែក (partial restraint moment) M_p ។ ដូចនេះ

$$M_p = M_o(1-S) \quad (11.40)$$

តម្លៃរបស់ L នៅក្នុងភាគបែងនៃសមីការ 11.37 ត្រូវបានសន្មត់ស្មើនឹង 1 សម្រាប់ការសម្រួលនៅក្នុងការកែប្រែមេគុណ S ។

ប្រសិនបើតម្លៃរបស់ S តូចមែនទែន ដូចក្នុងករណីអាងដែលមានអង្កត់ផ្ចិតធំ (អង្កត់ផ្ចិតធំជាង 125 ft ទៅ 150 ft) សមីការការសម្រាប់ L និង M_p ក្លាយជាសមីការសម្រាប់ការបង្កប់ពេញលេញ

$$L^2 = 2CH^2$$

និង
$$M_p = C\gamma H^3$$

១១.៦.៥.២. Base Radial Deformation

កំហុចទ្រង់ទ្រាយ radial Δ_s នៃ base ring ដែលរងកម្លាំង radial នៅក្នុងប្លង់របស់វាអាចទទួលបានពីទ្រឹស្តីរបស់កម្រាលមូលដែលមានប្រហោងចំផ្ចិត ។ សមីការសម្រាប់ភាពងាប់របស់កម្រាលដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី

១១.១៣ (a) គឺ

$$\Delta_s = \frac{d_o Q}{2hE} \left(\frac{d_o^2 + d^2}{d_o^2 - d^2} - \mu \right) \quad (11.41)$$

ដែល μ = ផលធៀបព័រស៊ីង ~ 0.2 សម្រាប់បេតុង ហើយ E ជាម៉ូឌុលអេឡាស្ទិច ។ កម្លាំង radial ដេកកកត្តាដែលត្រូវការសម្រាប់បង្កើតបំណាស់ទីងកត្តានៅក្នុងកំលាំងមូលតាន់គឺ

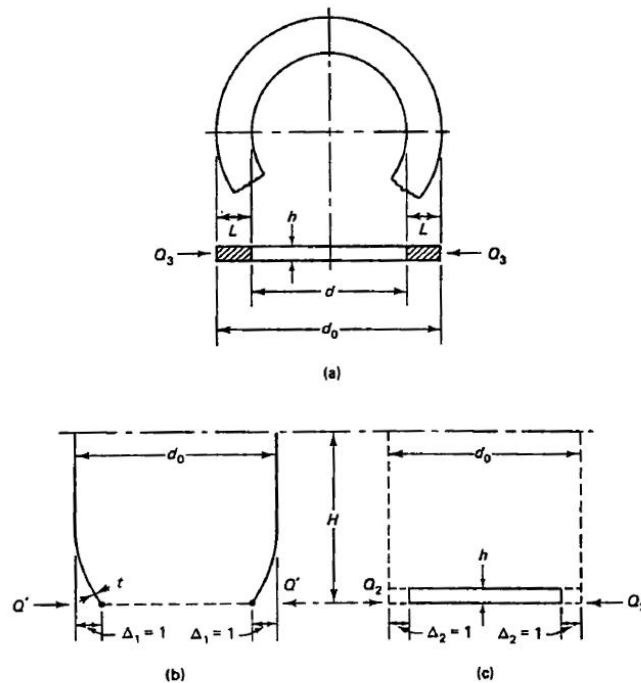


Figure 11.13 Deformation of circular wall base ring. (a) Ring plan and cross section. (b) Deflected wall bottom due to radial force Q' . (c) Deflected ring base due to radial force Q_2 .

$$Q_2 = \frac{2.5hE}{d_o} \quad (11.42)$$

ហើយតម្លៃត្រូវបាននៃ radiant thrust ដែលអនុវត្តទៅលើ ring ខាងក្រៅគឺ

$$Q_3 = \frac{2hE}{d_o K} \quad (11.43)$$

ដែល
$$K = \left(\frac{d_o^2 + d^2}{d_o^2 - d^2} - \mu \right)$$

ហើយ d = អង្កត់ផ្ចិតខាងក្នុងរបស់ base ring $= (d_o - 2L)$ ។

គេកំណត់ភាពរឹងក្រាញ relative របស់ជញ្ជាំងដោយប្រើតួនៃកម្លាំងដែលត្រូវការសម្រាប់បង្កើតបំលាស់ទីឯកតានៅក្នុងជញ្ជាំង និងកម្រាលបាតពីគោលការណ៍ virtual work ដូចដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១៣ (b) និង (c) ។ ការពង្រាយថាមពលប្រែក្លាយត្រង់ចន្លោះជញ្ជាំង និង base slab ring ជាអនុគមន៍នៃ relative radial stiffness របស់វា ដូចនេះគេចាំបាច់ត្រូវកំណត់ភាពរឹងក្រាញ relative ។ ប៉ុន្តែ គេត្រូវដឹងថា ភាពរឹងក្រាញរបស់ base ring នៅក្នុងអាងប្រែក្លាយត្រង់ដែលមានក្នុងត្រាំងសង្កត់ radial នៅក្នុងបង្គន់របស់វាមានតម្លៃធំជាងភាពរឹងក្រាញនៃជញ្ជាំងស៊ីឡាំងរបស់អាងក្រោមសម្ពាធរadial ខាងក្នុង ។ ដូចនេះ កំហាតបង់ប្រែក្លាយពីភាពខុសគ្នានៃភាពរឹងក្រាញមិនសំខាន់ទេសម្រាប់អាងអង្កត់ផ្ចិតធំ តែគេត្រូវពិចារណាសម្រាប់អាងអង្កត់ផ្ចិតតូច ។

គេអាចទទួលបានបំលាស់ទីឯកតា Δ ដែលបណ្តាលពីកម្លាំង radial Q' ដែលមិនមានមុំរង្វិលនៅត្រង់បាតជញ្ជាំងពីសមីការ 11.8 b ដោយប្រើ $2\beta M = -Q$ សម្រាប់មុំរង្វិល $dw/dy = 0$ ។ ភាពងាប់ឯកតា Δ នៅក្នុងសមីការ 11.18a ក្លាយជា

$$\Delta = \frac{Q_3}{4\beta^3 D}$$

ឬ

$$\Delta = \frac{Q'}{4\beta^3 D} \quad (11.44)$$

ដែល

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}$$

ដោយប្រើ $\mu \sim 0.2$, សមីការ 11.44 សម្រាប់បំលាស់ទី radial ឯកតារបស់ជញ្ជាំងនៅត្រង់បាតជញ្ជាំងដែលមិនមានមុំរង្វិលក្លាយជា

$$Q' = 2.2E \left(\frac{t}{d} \right)^{3/2} \quad (11.45)$$

ដែល E ជាម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុង ។ ពីសមីការ 11.42, កម្លាំង radial ដែលត្រូវការសម្រាប់បង្កើតបំលាស់ទី radial ឯកតានៅក្នុងកម្រាលរាងមូលតាងគឺ

$$Q_2 = 2.5E \left(\frac{h}{d_o} \right) \quad (11.46)$$

ដោយបូក Q' និង Q_2 នោះកម្លាំងសរុបដែលមានអំពើនៅត្រង់កន្លែងប្រសព្វរវាងជញ្ជាំង និងបាតត្រូវបានបែងចែកទៅជញ្ជាំង និងទៅបាតដោយឈរលើសមាមាត្រនៃថាមពល relative ដែលត្រូវការសម្រាប់បង្កើតបំណាស់ទីឯកតានីមួយៗ ។

សមាមាត្រនៃកម្លាំងសរុប $Q'+Q_2$ ដែលត្រូវបានទ្រដោយជញ្ជាំងគឺ

$$R = \frac{Q'}{Q'+Q_2}$$

ដោយយក $R = \frac{1}{1+S_1}$

កំណត់ S_1 ដោយជំនួសសមីការ 11.45 និង 11.46 ទៅក្នុងសមីការខាងលើ យើងបាន

$$S_1 = \frac{2.5(h/d)}{2.2(t/d)^{3/2}}$$

ដោយសន្មត់ $d \sim d_o$, ឬ

$$S_1 = 1.1 \left(\frac{h}{t} \right) \times \left(\frac{d}{t} \right)^{1/2} \quad (11.47)$$

ប្រសិនបើ S_1 តូច នោះគេអាចយកសមាមាត្រនៃកម្លាំងដេកដែលផ្ទេរពីបាតកម្រាលទៅជញ្ជាំង (សុក្រិតគ្រប់គ្រាន់)

$$R = \frac{100}{S_1} \% \quad (11.48)$$

នៅពេលដែល ring ខាងក្រៅរបស់កម្រាលរងក្នុងត្រាំងសង្កត់ដោយ radial thrust នៅត្រង់តែម គេត្រូវកែសម្រួលតម្លៃរបស់ Q_2 ដែលទទួលពីសមីការ 11.42 ហើយ S_1 នៅក្នុងសមីការ 11.48 ក្លាយជា

$$S_1 = \frac{1}{K} \left(\frac{h}{t} \right) \times \left(\frac{d}{t} \right)^{1/2} \quad (11.49)$$

ដែល ពិលីកមុន

$$K = \left(\frac{d_o^2 + d^2}{d_o^2 - d^2} - \mu \right)$$

ដែលក្នុងនោះ d ជាអង្កត់ផ្ចិតខាងក្នុងរបស់ slab ring $= d_o = 2L$ ហើយ d_o ជាអង្កត់ផ្ចិតខាងក្រៅ ។

១១.៧. Recommended Practice for Situ-Cast and Precast Prestressed Concrete Circular Storage Tanks

១១.៧.១. កុងត្រាំង (Stresses)

គោលការណ៍ណែនាំទូទៅសម្រាប់អាងស្តុកទឹកមូលបេតុងប្រេកុងត្រាំងដែលចាក់នៅនឹងកន្លែងត្រូវបានផ្តល់ ឱ្យដោយ Prestressed Concrete Institute, American Concrete Institute និង Post-Tensioning Institute សម្រាប់ជ្រើសរើសកុងត្រាំងអនុញ្ញាត, ការកំណត់ទំហំ កម្រាស់ជញ្ជាំងអប្បបរមា និងដំណើរការដំឡើង និង សាងសង់ ។ កុងត្រាំងអនុញ្ញាតនៅក្នុងបេតុង និង shotcrete ត្រូវបានឱ្យនៅក្នុងតារាង ១១.១៧ ។ កុងត្រាំងអនុញ្ញាតនៅក្នុងដែកពង្រឹងត្រូវបានឱ្យនៅក្នុងតារាង ១១.១៨ ។

Table 11.17 Allowable Concrete Stresses in Circular Tanks

Type and limit of stress	Concrete situ-cast and precast		Shotcrete situ-cast	
	Temporary ^a stresses f_{ci} , psi	Service load stresses f_c , psi	Temporary ^a stresses f_{gi} , psi	Service load stresses f_g , psi
Axial compression, f_c	$0.55f'_{ci}$	$0.45f'_c$	$0.45f'_{gi}$ but not more than $1,600 + 40t_c$ psi	$0.38f'_g$
Axial tension	0	0	0	0
Flexural compression, f_c	$0.55f'_{ci}$	$0.4f'_c$	$0.45f'_{gi}$	$0.38f'_g$
Maximum flexural tension ^b , f_t	$= 3\sqrt{f'_c}$	$3\sqrt{f'_c}$		
Minimum residual compression, f_{cv}	$200\left(\frac{f_{ci}}{f'_c}\right)$	200 psi	$200\left(\frac{f_{gi}}{f'_g}\right)$	200 psi

^aBefore creep and shrinkage losses.

^bFiber stress in precomposed tension zone.

Table 11.18 Stresses in Reinforcement

Type of Stress	Max allowable stress*
Tendon jacking force	$0.94f_{py} \leq 0.85f_{pu}$
Immediately after prestress transfer	$0.82f_{py} \leq 0.75f_{pu}$
Post-tensioning tendons at anchorage and couplers, immediately after tendon anchorage	$0.70f_{pu}$
Service load stress, f_{pe}	$0.55f_{pu}$
Nonprestressed mild steel at initial prestressing, f_{si}	$f_y/1.6$
Final service load stress, f_s (psi), potable water storage, 60 grade steel	24,000
corrosive storage	18,000
dry storage	$f_y/1.8$

*1,000 psi = 6,895 Pa.

១១.៧.២. មេគុណបន្ទុក និងរេស៊ីស្តង់តម្រូវការ (Required Strength Load Factors)

គ្រឿងបន្លំ រួមជាមួយនឹងរចនាសម្ព័ន្ធរបស់វា និងជើងតាង គួរត្រូវបានសិក្សាគណនាយ៉ាងណាឱ្យរេស៊ីស្តង់គណនា (design strength) ធំជាងឥទ្ធិពលរបស់បន្ទុកមេគុណដែលកំណត់ដោយ ACI 318, ANSI, ASCE 7-95 ឬអាស្រ័យលើការកែសម្រួលដោយវិស្វករដែលឈរលើការវិភាគដ៏សមហេតុផលជាមួយនឹងលក្ខខណ្ឌ ខាងក្រោម:

Feature	Load factor
Initial liquid pressure	1.3
Internal lateral pressure from dry material	1.7
<i>Prestressing forces:</i>	
Final prestress after losses	1.7
Strength reduction factor for both reinforcement and concrete, ϕ	0.9

សមីការរេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal M_n ស្រដៀងគ្នានឹងសមីការដែលប្រើសម្រាប់ linear prestressing

$$M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) \quad (11.50a)$$

$$\text{ឬ} \quad M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d_p - \frac{a}{2} \right) + A_s f_y \left(d - \frac{a}{2} \right) \quad (11.50b)$$

នៅពេលដែលគេប្រើ A_s ហើយ

ដែល A_{ps} = ដែកប្រេកុងត្រាំងបញ្ឈរក្នុងទម្ងន់មួយឯកតា

f_{ps} = កុងត្រាំងនៅក្នុងដែកប្រេកុងត្រាំងត្រង់រេស៊ីស្តង់ nominal

f_y = yield strength របស់ដែកធម្មតា

១១.៧.៣. តម្រូវការអប្បបរមាក្នុងការគណនាជញ្ជាំង

Minimum Wall-Design Requirements

១១.៧.៣.១. កម្លាំងវល្ល (Circumferential Forces)

សារធាតុរាវ

$$\text{កម្លាំងដើម } F_i = \gamma r (H - \gamma) \frac{f_{pi}}{f_{ps}} \quad (11.51a)$$

ការចាក់បំពេញ (backfill)

$$\text{កម្លាំងដើម } F_{bi} = p(r + t) \quad (11.51b)$$

ដែល t ជាកម្រាស់ជញ្ជាំងសរុប ។

១១.៧.៣.២. កម្រាស់ និងក្នុងត្រាំង (Thickness and Stresses)

កម្រាស់ជញ្ជាំង (Core Wall Thickness)

$$t_{co} = \frac{F_i}{f_{ci}} \quad (11.52)$$

ប៉ុន្តែមិនត្រូវតូចជាងកម្រាស់ជញ្ជាំងអប្បបរមាដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 11.7.3.6 ។

ក្នុងត្រាំងចុងក្រោយដែលបណ្តាលពីការចាក់បំពេញ និងប្រែក្នុងត្រាំងដើម

$$f = \frac{F_{bi}}{t} + \frac{F_i}{t_{co}} \frac{f_{pe}}{f_{pi}} \quad (11.53)$$

១១.៧.៣.៣. ភាពងាប់ (Deflections)

ភាពងាប់ radial អេឡាស្ទិចដើមរបស់ជញ្ជាំងដែលបណ្តាលពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមគឺ

$$\Delta_i = \frac{F_i r}{t_{co} E_c} \quad (11.54)$$

ដែល r = កាំខាងក្នុងរបស់អាង

t_{co} = កម្រាស់របស់ជញ្ជាំងនៅខាងចុង ខាងបាតរបស់ជញ្ជាំង

$E_c = 57,000 \sqrt{f'_c} \text{ psi} (4,700 \sqrt{f'_c} \text{ MPa})$ សម្រាប់បេតុងទំងន់ធម្មតា និង shotcrete ។

ភាពងាប់ radial ចុងក្រោយ Δf អាចមានតម្លៃស្មើនឹង 1.5 ទៅ 3 ដងនៃភាពងាប់ដំបូង ។ សម្រាប់លក្ខខណ្ឌ

គេអាចយកភាពងាប់ radial ដែលអនុញ្ញាតចុងក្រោយដូចខាងក្រោម

$$\Delta f = 1.7 \Delta_i \quad (11.55)$$

១១.៧.៣.៤. ឥទ្ធិពលទប់ (Restraint Effects)

ម៉ូម៉ង់ពត់បញ្ឈរអតិបរមារបស់ជញ្ជាំងដែលបណ្តាលពីកម្លាំងកាត់ radial

$$M_f = 0.24 Q_o \sqrt{r t_{co}} \quad (11.56a)$$

ម៉ូម៉ង់នេះកើតមាននៅចម្ងាយ

$$y = 0.68 \sqrt{r t_{co}} \quad (11.56b)$$

ពីបាត ឬចុងតែម្តង

កម្លាំងកាត់ radial សម្រាប់បាតដែលចាក់រួមគ្នាដែលសន្មតថាវាជាតំណសន្លាក់

$$Q_o = 0.38 F_i \sqrt{\frac{t_{co}}{r}} \quad (11.57)$$

ប្រភេទនៃការសំគិតនោះត្រូវបានប្រើសម្រាប់តែអាងស្តុកដែលចាក់នៅនឹងកន្លែងដែលសាងសង់ដោយមាន diaphragm នៅក្នុងជញ្ជាំងរបស់វាប៉ុណ្ណោះ ។

១១.៧.៣.៥. ដែកធម្មតាសម្រាប់ការផ្គុំនៅបាត (Mild Steel for Base Anchorage)

ប្រសិនបើគេប្រើ diaphragm, គេត្រូវបង្អួតដែកខាងក្នុងដែលមានរាងអក្សរ U ទាំងអស់ឆ្ងាយ

$$y_1 = 1.4\sqrt{rt_{co}} \quad (11.58a)$$

ពីលើបាត ។ ប្រសិនបើគេមិនប្រើ diaphragm គេត្រូវបង្អួតវាឆ្ងាយ

$$y_2 = 1.8\sqrt{rt_{co}} \quad (11.58b)$$

ពីលើបាត ។ ចំណាំថា គេត្រូវបូកបន្ថែមប្រវែងផ្គុំ (anchorage length) ពីលើ y_1 ឬ y_2 ។ ក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមានៃដែកបញ្ឈរ nominal នៅត្រង់តំបន់បាតគឺ

$$A_s = 0.005t_{co} \quad (11.59)$$

ហើយគេត្រូវបង្អួតវាពីបាតឆ្ងាយ 3 ft ឬ

$$y_3 = 0.75\sqrt{rt_{co}} \quad (11.60)$$

ដោយយកមួយណាដែលធំជាង ។

១១.៧.៣.៦. កម្រាស់ជញ្ជាំងអប្បបរមា (Minimum Wall Thickness)

ជញ្ជាំងចាក់នៅនឹងកន្លែង

Type of tank	Minimum wall thickness
Shotcrete-steel diaphragm tanks	3½ in.
Tanks without vertical prestressing	8 in.
Tanks with vertical prestressing	7 in.

ជញ្ជាំងចាក់ស្រោប

Type of tank	Minimum wall thickness
Tanks with vertical pretensioning and external circumferential prestress	5 in.
Tanks with vertical pretensioning and internal circumferential prestress	6 in.
Tanks with vertical post-tensioning and internal circumferential prestress	7 in.

គេត្រូវចំណាំថា សម្រាប់អាងដែលប្រកបដោយជ្រុងជាមួយនឹង tendon, គេណែនាំកម្រាស់ជញ្ជាំងមិនត្រូវតូចជាង 9in. សម្រាប់ការងារអនុវត្តន៍ ។

១១.៨. គ្រប់គ្រងស្នាមប្រេះនៅក្នុងជញ្ជាំងរបស់អាងបេតុងប្រកបដោយរាងមូល

Crack Control in Walls of Circular Prestressed Concrete Tanks

Vessy និង Preston ណែនាំសមីការខាងក្រោមដោយឈរលើការងាររបស់ Nawy សម្រាប់ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមានៅផ្ទៃខាងក្រៅរបស់ជញ្ជាំងអាងប្រកបដោយរាងមូល៖

$$w_{\max} = 4.1 \cdot 10^{-6} \varepsilon_{ct} E_{ps} \sqrt{I_x} \quad (11.61)$$

ដែល ε_{ct} = បម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់ផ្ទៃរាងការទាញ (tensile surface strain) នៅក្នុងបេតុង

$$I_x = \text{grid index} = \frac{8}{\pi} \left(\frac{s_2 s_1 t_b}{\phi_1} \right)$$

s_2 = គំលាតដៃក្នុងទិសលេខ “2”

s_1 = គំលាតដៃក្នុងទិសកែងលេខ “1” (ទិសដេក)

t_b = កម្រាស់ការពារដៃក្នុងដល់អ័ក្សដៃក

ϕ_1 = អង្កត់ផ្ចិតដៃក្នុងទិសមេ “1”

គេអាចគណនាបម្រែបម្រួលរាងធៀបរាងការទាញពី

$$\varepsilon_{ct} = \frac{\alpha_t f_{pi}}{E_{ps}} \quad (11.62)$$

ដែល α_t = ប៉ារ៉ាម៉ែត្រក្នុងត្រាំង (stress parameter) $\cong f_p / f_{pi}$

f_p = ក្នុងត្រាំងជាក់ស្តែងនៅក្នុងដៃកប្រកបដោយរាងមូល

f_{pi} = ប្រកបដោយរាងមូលដើមមុនពេលកំហុសបង់

សម្រាប់អាងដែលស្ថិតនៅក្នុងតំបន់អនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ 0.004in.

១១.៩. ការសិក្សាគណនាដំបូង (Roof Design)

ដំបូលសម្រាប់អាងដែលសាងសង់ក្នុងទម្រង់កោង (shell dome) ឬ ជាដំបូលរាបស្មើដែលទ្រទ្រង់នៅលើសសរខាងក្នុង ។ ជាទូទៅ តម្លៃរបស់ដំបូលប្រហែលជាមួយភាគបីនៃតម្លៃត្រឡឹងបង្គុំទាំងមូល ។ ក្នុងករណីដំបូលរាបស្មើ (ទោះបីចាក់ស្រាប់ ឬចាក់នៅនឹងកន្លែង) ការគណនាធ្វើតាមគោលការណ៍គណនាប្រព័ន្ធកម្រាលបេតុងអារម៉េ ឬបេតុងប្រកបដោយមួយទិស ឬពីរទិសធម្មតា ដូចដែលរៀបរាប់នៅក្នុង ACI 318 Code ។ ប្រសិនបើ ដំបូលជា

ប្រភេទបេតុងប្រេកុងត្រាំងចាក់ស្រាប់ ហើយអង្កត់ផ្ចិតអាងមិនធំ នោះគេមិនចាំបាច់ប្រើសសរខាងក្នុងទេ ។ បើមិនអញ្ចឹងទេ តម្លៃរបស់សសរខាងក្នុងបន្ថែម និងជើងតាងរបស់វាអាចបង្កើនតម្លៃរបស់គ្រឿងបង្កំទាំងមូល ។

ដំបូលកោងមានប្រយោជន៍សម្រាប់អាងដែលមានអង្កត់ផ្ចិតមិនធំជាង 150 ft ដោយសារវាមិនត្រូវការសសរទម្រខាងក្នុង និងហើយវាមានលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ចសម្រាប់អាងដែលបង្កប់ក្រោមដីក្នុងការទប់ទល់នឹងបន្ទុកចាក់បំពេញ (backfill) ។ ដូចនេះ ទម្រង់ shell និងតំណរបស់វាទៅនឹងជញ្ជាំងអាងមានឥទ្ធិពលយ៉ាងខ្លាំងទៅលើតម្លៃ ។ ជាការពេញនិយម ដំបូល shell ត្រូវបានទ្រដោយជញ្ជាំងអាងជាមួយនឹងតំណដែលមាន flexible completely បើមិនដូច្នោះទេ គេត្រូវកែសម្រួលការគណនាទាំងជញ្ជាំងអាង និងទាំង roof dome ដែលទាក់ទងនឹងដីក្រៃនៃការទប់ និងភាពរឹងក្រាញ relative ជាមួយនឹងតម្លៃសាងសង់បន្ថែមក្នុងពេលជាមួយគ្នា ។

ដំបូលកោងរាងស្វ៊ែរដែលមាន rise-to-diameter ratio h'/d តូច គេច្រើនយកតម្លៃប្រហែល $1/8$ ។ ដំបូលកោងបែបនេះ ឬ axisymmetrical shell បង្កើតកម្លាំងដេកដែលមានទិសចេញក្រៅនៅត្រង់ springing ដែលវាត្រូវបានទប់ទល់ដោយ ring beam ប្រេកុងត្រាំងដែលគណនាយ៉ាងត្រឹមត្រូវនៅត្រង់ទម្រ ។ ប្រភេទ ring beam កំណត់ប្រតិកម្មលើស និងម្ល៉ឹងលើសដែលបណ្តាលពីកុងត្រាំងបន្ថែមដោយផ្ទាល់ និងកុងត្រាំងពត់នៅត្រង់ចុងបង្កប់នៅក្នុង shell ក្បែរ springing ។ គេអាចនិយាយម្យ៉ាងទៀតថា membrane solution ត្រូវបំពេញការកែប្រែដោយដាក់វាបន្ថែមពីលើឥទ្ធិពលម្ល៉ឹងពត់ដែលកំណត់ដោយតម្រូវការ strain compatibility នៃ bending theory ។

១១.៥.១. Membrane Theory of Spherical Domes

១១.៥.១.១. Shell of Revolution

សមីការលំនឹង membrane សម្រាប់កម្លាំងដោយផ្ទាល់នៅក្នុង shell of revolution ដូចដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១៤ ត្រូវប្រើសម្រាប់កំណត់ កម្លាំង meridional ឯកត្តា N_ϕ , កម្លាំង tangential ឯកត្តា N_θ និងកម្លាំង central ឯកត្តា $N_{\phi\theta}$ និង $N_{\theta\phi}$ ដោយប្រើតួបន្ទុកទំនាញ p_ϕ , p_θ និង p_z ។ សមីការទាំងនេះមាន៖

$$\text{Meridional: } \frac{\partial(N_\phi r_o)}{\partial\phi} - N_\theta \frac{\partial r}{\partial\phi} + \frac{\partial N_{\theta\phi}}{\partial\theta} r_1 + p_\phi r_o r_1 = 0 \quad (11.63a)$$

$$\text{Tangential: } \frac{\partial N_\theta}{\partial\theta} r_1 + N_{\theta\phi} \frac{\partial r_o}{\partial\phi} + \frac{\partial N_{\theta\phi}}{\partial\phi} + p_\theta r_o r_1 = 0 \quad (11.63b)$$

$$\text{ទិស } z : \frac{N_\phi}{r_1} + \frac{N_\theta}{r_2} + p_z = 0 \quad (11.63c)$$

ដោយសារបន្ទុកមានលក្ខណៈស៊ីមេទ្រី, គ្រប់តួទាំងអស់ដែលទាក់ទងនឹង $\partial\theta$ ត្រូវបានបំបាត់ ហើយគេអាចសរសេរតួដែលទាក់ទងនឹង $\partial\phi$ ឡើងវិញជាឌីផេរ៉ង់ស្យែលសរុប $d\phi$ ដោយសារគ្មានតួណាមួយប្រែប្រួលអាស្រ័យនឹងតួ θ ។

ហើយបង្អំ circumferential load $p_\theta = 0$ ដោយសារកម្លាំងផ្ទុកកម្លាំងកាត់ត្រូវបានបំបាត់តាមបណ្តោយ meridional និងរង្វង់ដែលស្រប ។ ដូចនេះ គេអាចសរសេរសមីការ 11.63 ឡើងវិញជា

$$\frac{d}{d\phi}(N_\phi r_0) - N_\theta r_1 \cos \phi + p_y r_1 r_0 = 0 \quad (11.64a)$$

$$\frac{N_\phi}{r_1} + \frac{N_\theta}{r_2} + p_z = 0 \quad (11.64b)$$

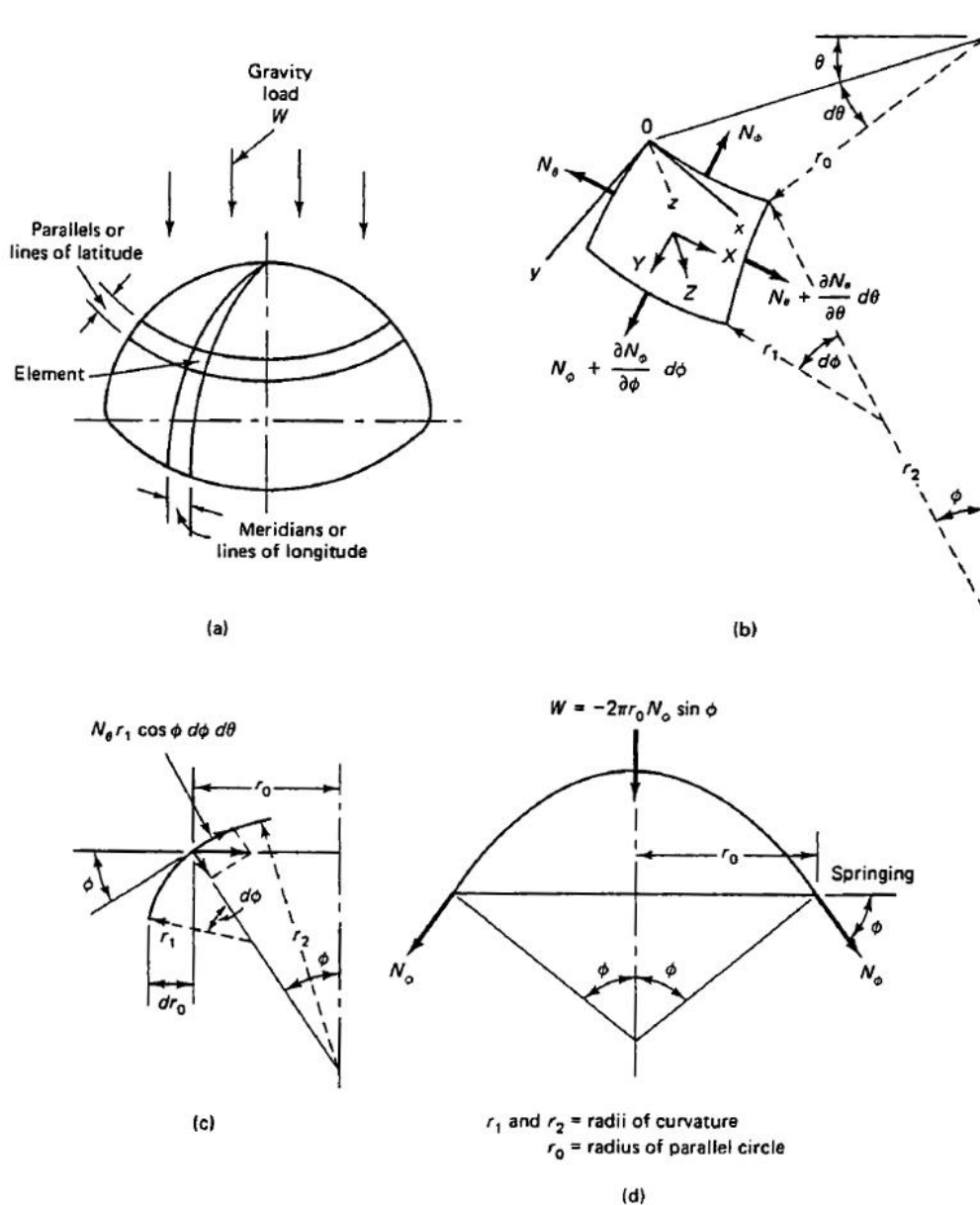


Figure 11.14 Membrane forces in a shell of revolution. (a) Meridian and parallel lines. (b) Membrane forces on infinitesimal surface element. (c) Component of force $N_\phi r_1 d\phi$ in the y direction needed to simplify the basic equation 11.63a. (d) Dome cross section with total gravity load W .

១១.៩.១.២. ដំបូលកោងរាងស្វែរ

(Spherical Dome)

សមីការលំនឹងរបស់ Membrane Analysis

ដំបូលកោងរាងស្វែរមានកំណែងថេរ។ ដូចនេះ $r_1 = r_2 = r_o$ ។ ដោយសន្មតថា កាំរបស់ស្វែរស្មើនឹង a នោះ $r_o = a \sin \phi$ នៅក្នុងរូបទី ១១.១៤(c) ហើយដោយយក $p_z = w_D$ សម្រាប់បន្ទុកផ្ទាល់ នោះសមីការលំនឹង ទូទៅ 11.64 ក្លាយជា

$$N_\theta = aw_D \left(\frac{1}{1 + \cos \phi} - \cos \phi \right) \quad (11.65a)$$

$$\text{និង} \quad N_\phi = -\frac{aw_D}{1 + \cos \phi} \quad (11.65b)$$

ដែល w_D ជាអាំងតង់ស៊ីតេរបស់បន្ទុកផ្ទាល់ក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃ។ យើងឃើញយ៉ាងច្បាស់ពីសមីការ 11.65 b ថា កម្លាំង meridional N_ϕ នឹងអវិជ្ជមានជានិច្ច។ ដូចនេះ កម្លាំងសង្កត់នឹងកើតមានតាមបណ្តោយ meridian ហើយវានឹងកើនឡើងនៅពេលដែលមុំ ϕ កើនឡើង។ នៅពេល $\phi = 0$, $N_\phi = -aw_D/2$ ហើយនៅពេលដែល $\phi = \pi/2$, $N_\phi = -aw_D$ ។

កម្លាំង tangential N_θ មានតម្លៃអវិជ្ជមាន (កម្លាំងសង្កត់) សម្រាប់តែតម្លៃកំណត់នៃមុំ ϕ ប៉ុណ្ណោះ។ ដោយយក $N_\theta = 0$ នៅក្នុងសមីការ 11.65a, $1/(1 + \cos \phi) - \cos \phi = 0$ គេទទួលបាន $\phi = 51^\circ 49'$ ។ ការកំណត់បង្ហាញថា សម្រាប់ $\phi > 51^\circ 49'$ ក្នុងត្រាំងទាញកើតមាននៅក្នុងទិសកែងនឹង meridian ។ ការបែងចែកក្នុងត្រាំង meridional N_ϕ ហើយការបែងចែកក្នុងត្រាំង tangential N_θ សម្រាប់ទាំងបន្ទុកផ្ទាល់ w_D និងបន្ទុកអថេរខាងក្រៅ w_L ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១៥ ។

ប្រសិនបើបន្ទុកខាងក្រៅថេរ (បន្ទុកព្រិល) ដែលឱ្យអាំងតង់ស៊ីតេ w_L , កម្លាំង meridional N_ϕ ត្រូវបាន ទទួលបានពីលំនឹងនៃអង្គសេរីដោយឱ្យបន្ទុកខាងក្រៅស្មើនឹងកម្លាំង meridional ខាងក្នុង មានន័យថា $-\pi(d/2)^2 w_L = 2\pi(a \sin \phi) N_\phi$ ។ ដោយសារ $d/2 = a \sin \phi$ យើងទទួលបាន

$$N_\phi = -\frac{w_L a}{2} \quad (11.66a)$$

ដូចនេះ N_ϕ ជាតម្លៃថេរលើកម្ពស់ shell ទាំងមូល ដូចដែលឃើញនៅក្នុងរូបទី 11.15 ។

N_θ ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ w_L គឺ

$$N_\theta = -aw_L \cos^2 \phi + \frac{aw_L}{2} = aw_L \left(\frac{1}{2} - \cos^2 \phi \right) = \frac{aw_L}{2} \cos 2\phi \quad (11.66b)$$

សម្រាប់ករណី $N_\theta = 0$, មុំ $\phi = 45^\circ$ ។ ដូចនេះ ក្នុងត្រាំង shell ដែលបណ្តាលពីកម្លាំង tangential N_θ

សម្រាប់ $\phi < 45^\circ$ ជាកុងត្រាំងសង្កត់ ដែលកាត់បន្ថយស្នាមប្រេះ ។ ពីការបែងចែកកុងត្រាំង tangential N_θ គេអាចសន្និដ្ឋានបានថាដំបូលរបស់អង្គកម្រាលក្នុងលក្ខណៈ flat (ផលធៀប h'/d នៅក្នុងរូបទី ១១.១៥(b) មិនត្រូវធំជាង $1/8$) ដែលបេតុងទាំងអស់នឹងរងកុងត្រាំងសង្កត់ដែលបណ្តាលពី N_ϕ និង N_θ នៅពេលដែលមុំ $\phi < 51^\circ 49'$ សម្រាប់កម្លាំង meridional និង 45° សម្រាប់កម្លាំង tangential ។

ដូចដែលបានរៀបរាប់ពីខាងដើម ប្រភេទទម្រង់នៅត្រង់ springing (ប្រសិនបើវា restrained) វានឹងបង្កើតប្រតិកម្មមិនកំណត់ដែលបង្កឱ្យកើតមានកុងត្រាំងដោយផ្ទាល់ និងកុងត្រាំងពត់នៅក្នុង shell ក្បែរ springing ។ ដូចនេះ គេអាចអនុវត្ត bending theory សម្រាប់ plate និង shell ដើម្បីកំណត់កុងត្រាំងពត់ ។ ខាងក្រោមនេះ ជាការរៀបរាប់ពីការសិក្សាគណនា ring beam ប្រែកុងត្រាំងនៅត្រង់ springing ដើម្បីប្រឆាំងនឹងបង្កកម្លាំង សង្កត់ meridional ដេក N_ϕ ដេកធ្វើឱ្យគែមរបស់ dome ចល័តចូលក្នុង ។

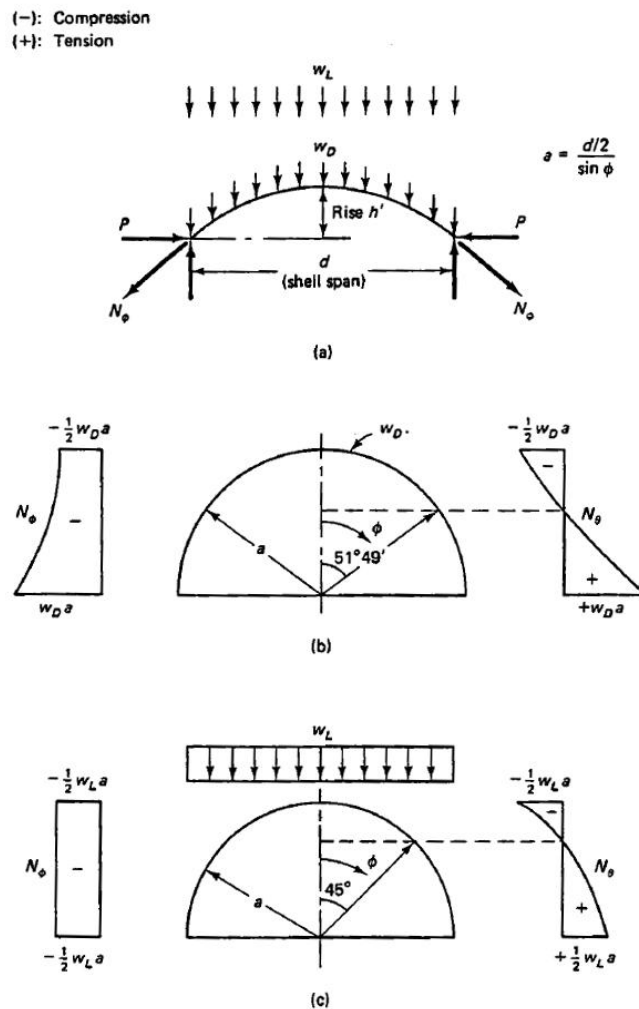


Figure 11.15 Gravity membrane force distribution in a spherical dome. (a) Flat dome segment of rise h' . (b) Membrane stresses due to self-weight w_D ($N_\theta = 0$ for $\phi = 51^\circ, 49'$). (c) Membrane stresses due to snow load w_L ($N_\theta = 0$ for $\phi = 45^\circ$).

ពីសមីការ 11.65b និង 11.66a គេអាចសរសេរកម្លាំង meridional N_ϕ សម្រាប់បន្ទុកផ្ទាល់ w_D ក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃ និងបន្ទុកអថេរពង្រាយស្មើ w_L ក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃប្រយោល (unit projected area)

$$N_\phi = -a \left(\frac{w_D}{1 + \cos \phi} + \frac{w_L}{2} \right) \quad (11.67)$$

ដែល $a = d / 2 \sin \phi$ ជាកាំរបស់ shell ។

ចំណាំថាកម្លាំង (thrust) N_ϕ ក្លាយជាកម្លាំងបញ្ឈរត្រង់ springing ($\phi = \pi / 2$) នៃ hemispherical dome និងស្មើនឹង $W = a / 2 (2w_D + w_L)$ ក្នុងមួយឯកតាទទឹង។ ចំពោះតម្លៃផ្សេងទៀតរបស់ ϕ , N_ϕ មានលក្ខណៈទ្រេត ហើយគេត្រូវតែបង្កើនបង្គុំដេករបស់វាសម្រាប់ការសិក្សាគណនា ring beam ប្រកុងត្រាំងនៅត្រង់ springing ដែលគេអាចហៅថា shell rim ។ បង្គុំកម្លាំងដេកនេះគឺ $p = N_\phi \cos \phi$ ។ ប្រសិនបើ P ជាកម្លាំងប្រកុងត្រាំងក្នុងមួយកម្ពស់ផ្ទៃនៅក្នុង ring beam នោះពីសមីការ 11.1a $P = pd / 2$ ហើយ

$$P = \frac{d}{2} (N_\phi \cos \phi) \quad (11.68)$$

ជាក់ស្តែង ប្រសិនបើគេអាចអនុវត្ត P ដោយផ្ទាល់ទៅលើ dome rim នោះគេអាចកំណត់ក្នុងត្រាំងនៅក្នុង dome ដោយសមីការ 11.67 ។ ជាទូទៅ វាមិនងាយស្រួលទេ ដោយសារគេត្រូវការដាក់ប្រកុងត្រាំងក្នុងបរិមាណដ៏ច្រើន ដែល P មិនអាចស្ថិតនៅក្នុងកម្រាស់ដ៏ស្លឹងរបស់ជញ្ជាំងបាន ហើយក្នុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុងត្រង់តំបន់ rim អាចមានតម្លៃខ្ពស់ណាស់។ ដូចនេះ គេត្រូវដាក់ edge beam ដែលបំប្លែង shell ឱ្យទៅជាក្រឡឹងបង្គុំកំណត់ដោយស្តារទីតាំង។

កម្រាលដំបូលកោងមិនកំណត់ដោយស្តារទីតាំងប្រកុងត្រាំង

លក្ខខណ្ឌព្រំដែនដ៏សាមញ្ញបំផុតដែលទទួលបាននៅពេលដែលប្រតិកម្ម edge beam មានទិសបញ្ឈរ និងទម្រង់មាន restraint ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១៦ ដែល dome thrust N_ϕ ឆ្លងកាត់ទីប្រជុំទំងន់របស់ផ្ទៃ។ ប្រសិនបើគេកាត់វាតាមខ្សែ A-A កម្លាំងដេក $N_\phi \cos \phi$ ធ្វើឱ្យតែម dome ចល័តចូលក្នុងបានចម្ងាយ

$$\Delta_s = \frac{d}{2Et} (N_\theta - \mu N_\phi) \quad (11.69)$$

ដែល μ = ផលធៀបព័រស៊ីង ~ 0.2 សម្រាប់បេតុង

d = ល្វែង shell (shell aspan)

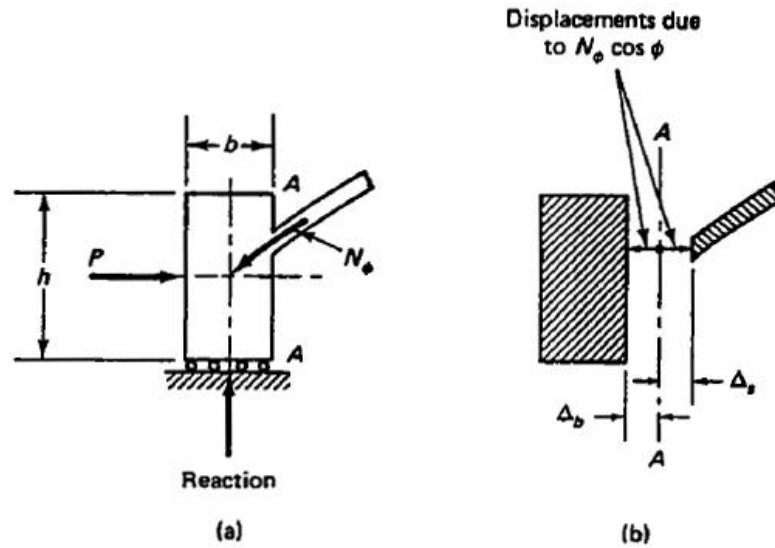


Figure 11.16 Ring beam effects. (a) Simply supported beam with thrust line passing through ring beam centroid. (b) Shell displacements at rim; rotations disregarded.

ហើយគេទទួលបានកម្លាំងឯកតា tangential ពីសមីការ 11.65 ដូចខាងក្រោម

$$N_\theta = \frac{w_D d}{2 \sin \phi} \left(\frac{1}{1 + \cos \phi} - \cos \phi \right) - \frac{w_L d}{4 \sin \phi} (\cos 2\phi) \quad (11.70)$$

គ្រាសមកវិញ កម្លាំង meridional N_ϕ ធ្វើឱ្យ ring beam ចល័តចេញក្រៅបានចម្ងាយ

$$\Delta_b = \frac{N_\phi (\cos \phi) d^2}{4 E b h} \quad (11.71)$$

ដូចនេះគេត្រូវមានកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីចល័ត ring beam ចូលក្នុងជាមួយនឹងចម្ងាយសរុប

$$\Delta_T = \Delta_s + \Delta_b$$

ដូចនេះកម្លាំងសរុបដែលមានអំពើលើមុខកាត់ ring beam គឺ

$$P = \frac{b h}{t} (N_\theta - \mu N_\phi) + \frac{d (N_\phi \cos \phi)}{2} \quad (11.72)$$

ដែល h ជាកម្ពស់ ring beam សរុប ។ ការប្រៀបធៀបរវាងសមីការ 11.72 និង 11.68 បង្ហាញថាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពដែលត្រូវការលើកមុនមានតម្លៃធំជាងកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពដែលត្រូវការលើកក្រោយ ។

ទំហំនៃការកើនឡើងនេះមានប្រហែលពី 5% ទៅ 10% ។ លក្ខខណ្ឌដូចគ្នាមានលក្ខណៈពិត សម្រាប់ dome ដែលខ្សែរបស់កម្លាំងពី dome មិនកាត់តាមទីប្រជុំទំងន់របស់ ring beam ហើយផ្ទៃមេត្រូវបានភ្ជាប់យ៉ាងរឹងទៅនឹងជញ្ជាំង ដូចនៅក្នុងរូបទី ១១.១៧ (a) ។ គេអាចទទួលបានតម្លៃប្រហែលប្រហែលរបស់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងតម្រូវការ P ដោយ បង្កើនតម្លៃរបស់ P នៅក្នុងសមីការ 11.68 ចំនួន 10% ។ ក្នុងករណីបែបនេះ ក្នុងត្រាំងនៅក្នុង shell ត្រង់តំបន់ springing អាចខុសពីក្នុងត្រាំងដែលទទួលបានពី membrane solution យ៉ាងខ្លាំង ហើយគេត្រូវធ្វើការកែតម្រូវ bending solution ។

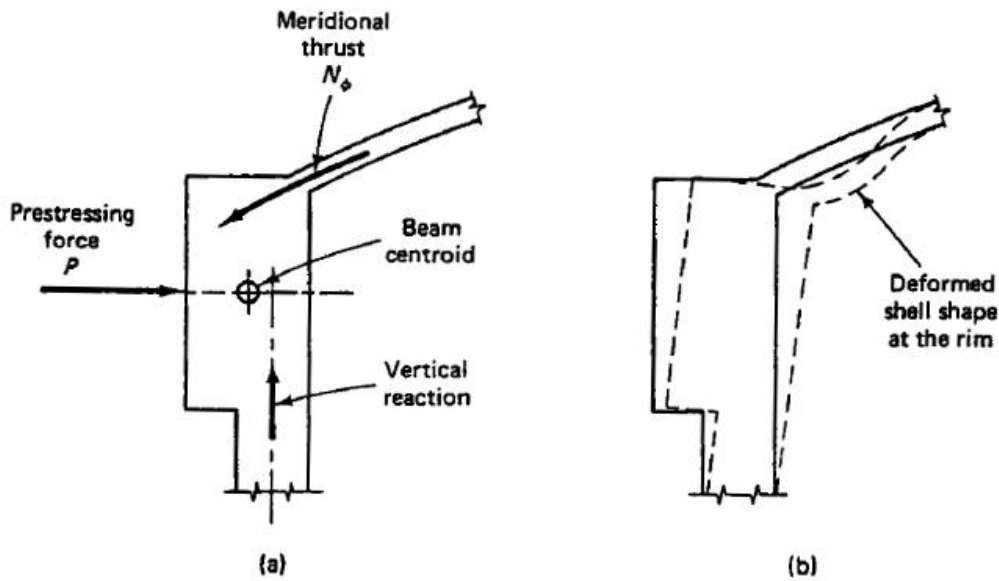


Figure 11.17 Edge ring beam monolithic with tank wall. (a) Thrust N_ϕ not passing through ring beam centroid—general case. (b) Shell deformed shape due to excessive prestressing.

ប្រសិនបើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង radial ដេកនៅក្នុង ring beam មានតម្លៃធំជាងតម្រូវការ នោះកំហុចទ្រង់ទ្រាយដោយសារការពត់ដ៏ធំនឹងកើតមាននៅក្នុង shell beam ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១៧ (b) ជាមួយនឹងការកើនឡើងនៃតម្លៃរបស់កម្លាំង tangential N_θ យ៉ាងខ្លាំង បើប្រៀបធៀបជាមួយនឹងការកើនឡើងនៃកម្លាំង meridional N_ϕ ។ ជាលទ្ធផល ក្នុងត្រាំងពត់នៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់តំបន់ដែលឥទ្ធិពលអាចលើសក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាក្រោមអំពើ service load ។ ប្រសិនបើ កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើមមុនពេលរកកំហាត់បង់គឺ P_i នោះក្រឡាផ្ទៃរបស់មុខកាត់ផ្ទៃមគី

$$A_c = \frac{P_i}{f_c} \quad (11.73)$$

ដែល P_i = កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម $P/\bar{\gamma}$

f_c = ក្នុងត្រាំងសង្កត់អនុញ្ញាតនៅក្នុងបេតុង

$\bar{\gamma}$ = ភាគរយក្នុងត្រាំងដែលនៅសេសសល់ ។

គេចង់រក្សាឱ្យតម្លៃរបស់ f_c មានតម្លៃទាប ប្រហាក់ប្រហែលនឹង $0.2f'_c$ និងមិនលើស 800 psi ទៅ 900 psi ទេ ដើម្បីធ្វើឱ្យបម្រែបម្រួលរាងផ្សេងៗដែលកើតមាននៅក្នុង edge ring beam មានតម្លៃអប្បបរមា ដែលត្រូវបំប្លែងវិញគេអាចបង្កើតក្នុងត្រាំងធំនៅក្នុង shell ត្រង់តំបន់ springing ។

ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំងនៅក្នុង dome ring គឺ

$$A_{ps} = \frac{P_i}{f_{pi}} \quad (11.74b)$$

ដែល f_{pi} ជាក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតនៅក្នុងដែករបស់ប្រែក្នុងត្រាំងមុនពេលខាតបង់ ។ ប្រសិនបើគេមិនត្រូវការកំណត់ A_{ps} ជាតម្លៃសុក្រិត នោះគេអាចយកក្រឡាផ្ទៃដែកប្រែក្នុងត្រាំង

$$A_{ps} = \frac{W \cot \phi}{2\pi f_{pe}} \quad (11.74b)$$

ដែល W = បន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរសរុបនៅលើ dome ដែលបណ្តាលពី $w_D + w_L$

f_{pe} = ប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលកំហុតបង់

គេអាចយកកម្រាស់អប្បបរមារបស់ dome ដែលត្រូវការដើម្បីទប់ទល់ buckling ដូចខាងក្រោម

$$h_d = a \sqrt{\frac{1.5p_u}{\phi\beta_i\beta_c E_c}} \quad (11.75)$$

ដែល a = កាំរបស់ dome shell

p_u = សម្ពាធគណនាងកត្តាពង្រាយស្មើ ultimate ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរ

$$= (1.2D + 1.6L)/144$$

ϕ = មេគុណកាត់បន្ថយស្មើសម្រាប់សម្ភារៈដែលរងក្នុងត្រាំងសង្កត់ = 0.65

β_i = មេគុណកាត់បន្ថយ buckling សម្រាប់បម្រែបម្រួលរបស់ផ្ទៃរាងស្វ៊ែរដែលបណ្តាលពីភាពមិនល្អ

$$\beta_i = (a/r_i)^2, \text{ ដែល } r_i \leq 1.4a$$

β_c = មេគុណកាត់បន្ថយ buckling សម្រាប់ creep, សម្ភារៈដែល nonlinearity និងស្នាមប្រេះ

$$= 0.44 + 0.003W_L, \text{ ប៉ុន្តែមិនធំជាង } 0.53 \text{ ។}$$

$$E_c = \text{ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចដើមរបស់បេតុង} = 57,000\sqrt{f'_c} \text{ psi} (4,700\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$$

១១.១០. អាងបេតុងប្រកុងត្រាំងដែលមានដែកប្រកុងត្រាំងវល្ល

Prestressed Concrete Tanks with Circumferential Tendons

ជំនួសឱ្យការរុំដែកប្រកុងត្រាំង (wire or strand) ដូចដែលបានធ្វើនៅក្នុង preload system គេប្រើដែកប្រកុងត្រាំង (tendons) ដែកខាងក្នុង ឬខាងក្រៅ ។ កាបប្រកុងត្រាំងទាំងនេះរងក្នុងត្រាំងក្រោយពេលគេដាក់ពួកវានៅក្នុងជញ្ជាំង ។ ដែក post-tensioning បញ្ឈប់ត្រូវបានគេប្រើក្នុងជញ្ជាំងជាផ្នែកមួយនៃដែកពង្រឹងបញ្ឈប់ ។ ជញ្ជាំងបេតុងអាចចាក់នៅនឹងកន្លែង ឬចាក់ស្រាប់ ហើយគេចាត់ទុកស្នូលជញ្ជាំងជាផ្នែកមួយនៃជញ្ជាំងបេតុងដែលរងប្រកុងត្រាំងវល្ល ។ ប្រភេទសំណង់នេះមិនមានប្រើដែក diaphragm ដូចប្រភេទអាងដែលរុំដែកប្រកុងត្រាំង (wrapped-wire prestressing) ដែលជញ្ជាំងអាងអាចមាន ឬក៏គ្មានដែក diaphragm ។

ដែកដែលរងប្រកុងត្រាំងខាងក្នុងត្រូវបានការពារដោយកម្រាស់បេតុងការពារដូចតម្រូវការរបស់ ACI 318 ហើយគេត្រូវបំពេញក្នុងបំពង់ (duct or sheathing) ជាមួយនឹងសម្ភារៈដែលការពារច្រែះ ឬ grouted ។ គេត្រូវ ការពារដែក bonded post-tensioned ដោយ portland cement grout ដូចការទាមទារនៅក្នុង ACI 318 ហើយគេត្រូវការពារកាបប្រកុងត្រាំងខាងក្រៅជាមួយនឹង shotcrete cover ដែលមានកម្រាស់អប្បបរមា 1in. (25mm) ។

ដំណើរការសិក្សាគណនាជញ្ជាំងមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងការសិក្សាគណនាអាងរាងមូលដែលរងប្រកុងត្រាំងដោយការរុំដែកប្រកុងត្រាំង ហើយវាទាមទារនូវការត្រួតពិនិត្យស្នាមប្រេះដូចគ្នា ។ គេត្រូវយកក្នុងត្រាំងសង្កត់សេសសល់អប្បបរមានៅក្នុងបេតុងជញ្ជាំងក្រោយពេលរងកំហាត់បង់ប្រកុងត្រាំងទាំងអស់ស្មើនឹង 200 psi (1.4MPa) ក្នុងការសិក្សាគណនា នៅពេលដែលអាងត្រូវបានបំពេញដល់និរន្តរភាព ។ ប្រសិនបើអាងគ្មានគំរូ គេត្រូវយកក្នុងត្រាំងសេសសល់នៅចុងជញ្ជាំងស្មើនឹង 400 psi (2.8MPa) ដែលកាត់បន្ថយជាបន្តបន្ទាប់រហូតដល់តម្លៃមួយដែលមិនតូចជាង 200 psi នៅចម្ងាយ $0.6\sqrt{Rh}$ ពីចុងនៃនិរន្តរភាពរាវ ។

ប្រភេទបាតជញ្ជាំង និងតំណជំហររាងកោង

ពីការរៀបរាប់ខាងលើ យើងឃើញយ៉ាងច្បាស់ថាលក្ខខណ្ឌព្រំដែននៅត្រង់បាតរបស់អាងប្រកុងត្រាំងរាងមូល និងនៅត្រង់ ring beam support សម្រាប់ជំហររាងកោងកំណត់នូវលក្ខណៈនៃការអនុវត្ត លក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ច និងជោគជ័យនៃការសិក្សាគណនាទាំងមូល ។ ជាវិបាក បទពិសោធន៍ជាច្រើនដែលទទួលបានពីការបង្កើតគំណែក្រោមលក្ខខណ្ឌទាំងនេះគឺមានតម្លៃខ្លាំងណាស់ ។ ការលំអិតព័ត៌មានត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.១៨ ដល់ទី ១១.២២ ។

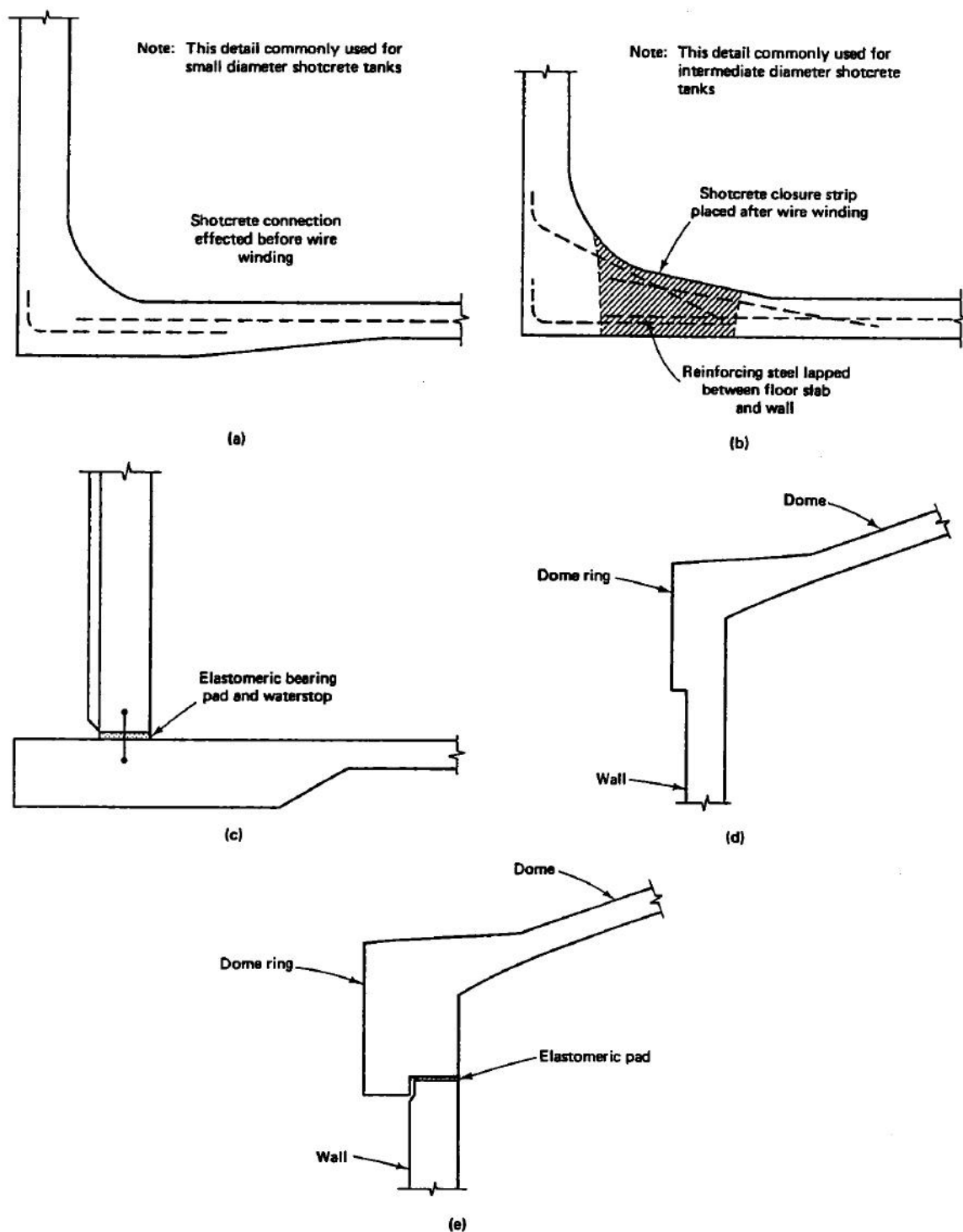


Figure 11.18 Cast-in-place tanks. (a) Monolithic base joint; monolithic and fully restrained against translation before and after wire winding. (b) Monolithic base joint; hinged with limited restraint against translation during wire winding, and monolithic and fully restrained against translation after wire winding. (c) Separated base joint, allows translation, rotation, or both (d) Monolithic dome-wall connection. (e) Separated dome-wall connection.

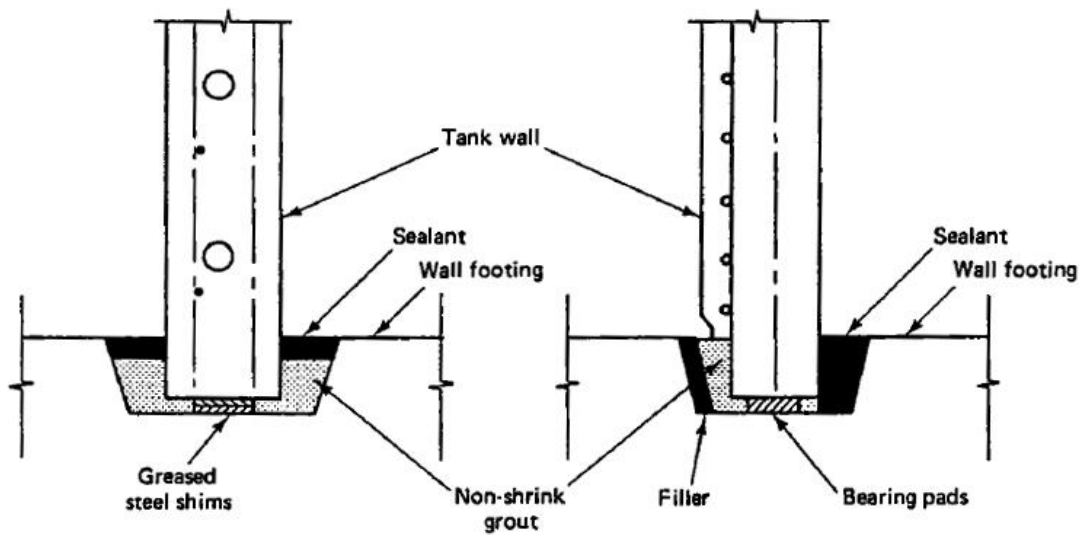


Figure 11.19 Wall base joints for precast tanks.

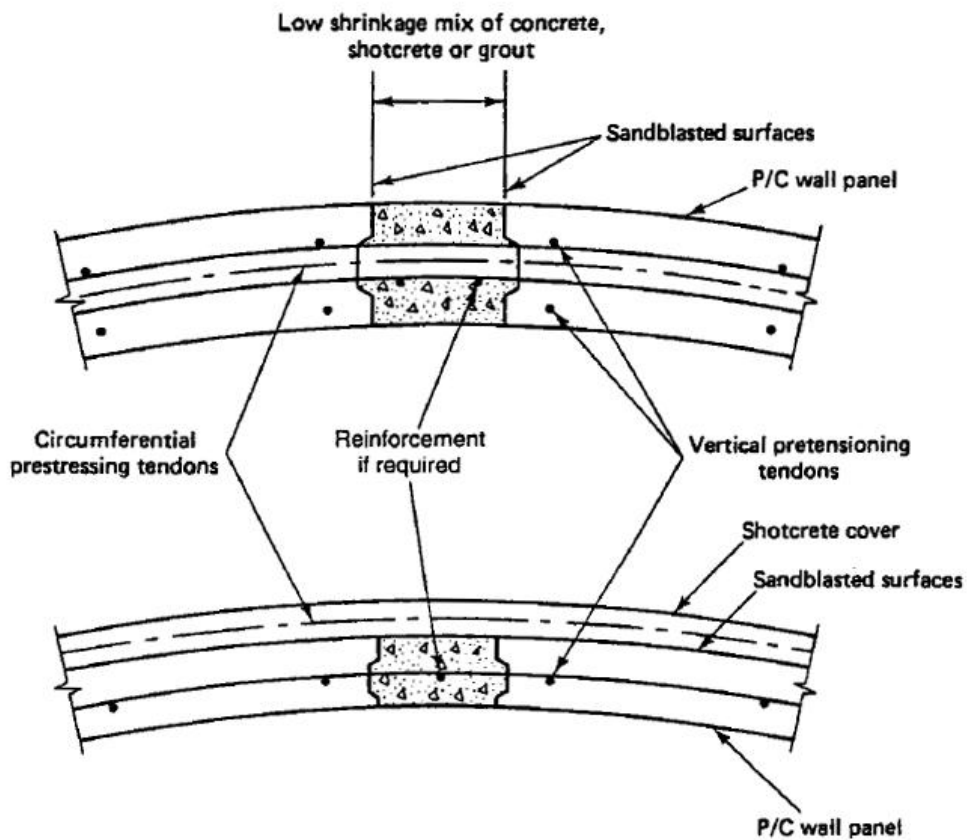


Figure 11.20 Vertical wall joints for precast tanks.

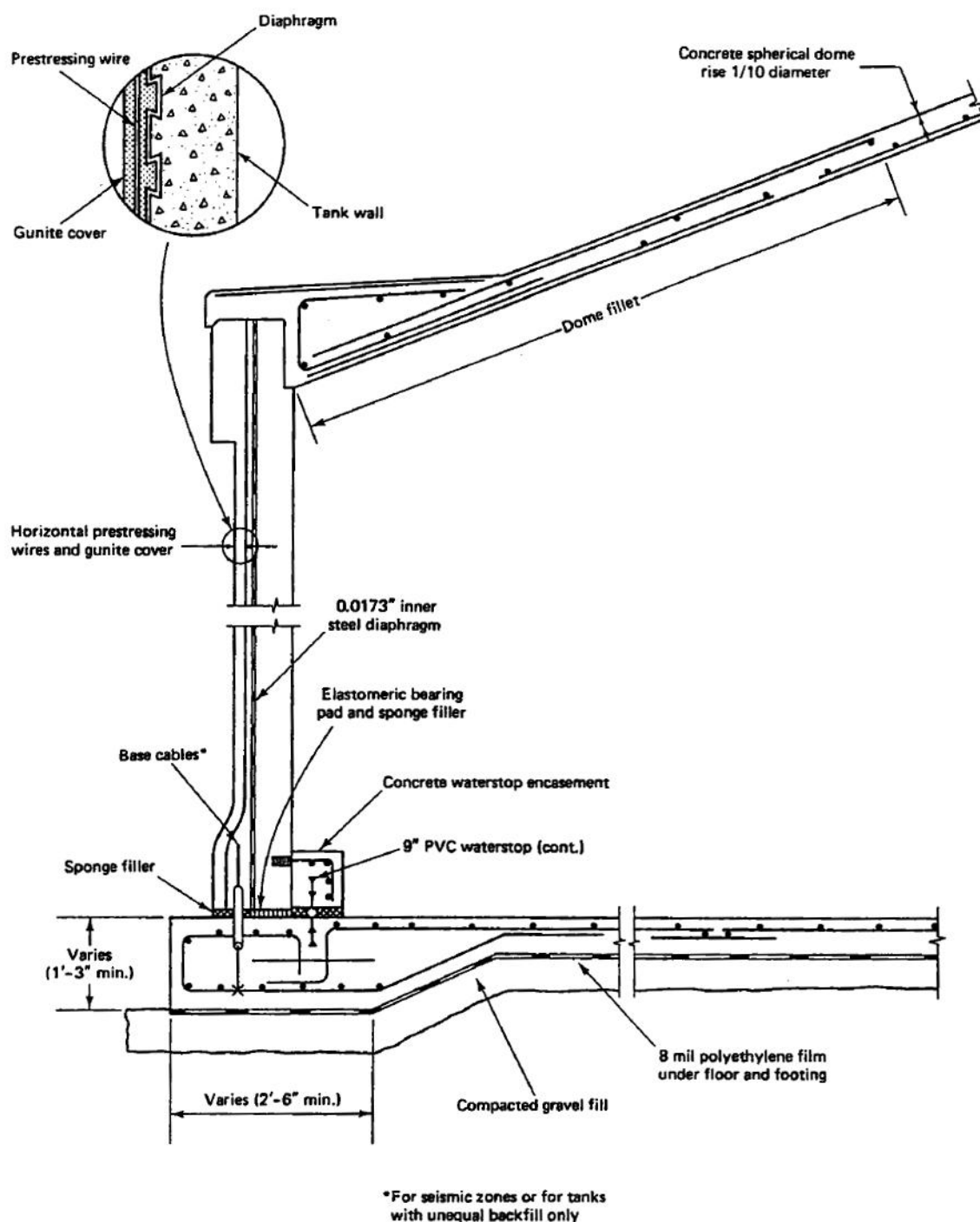


Figure 11.21 Typical tank section of a domed preload prestressed concrete tank with an inner steel diaphragm. (Courtesy, Preload Technology, Inc., New York.)

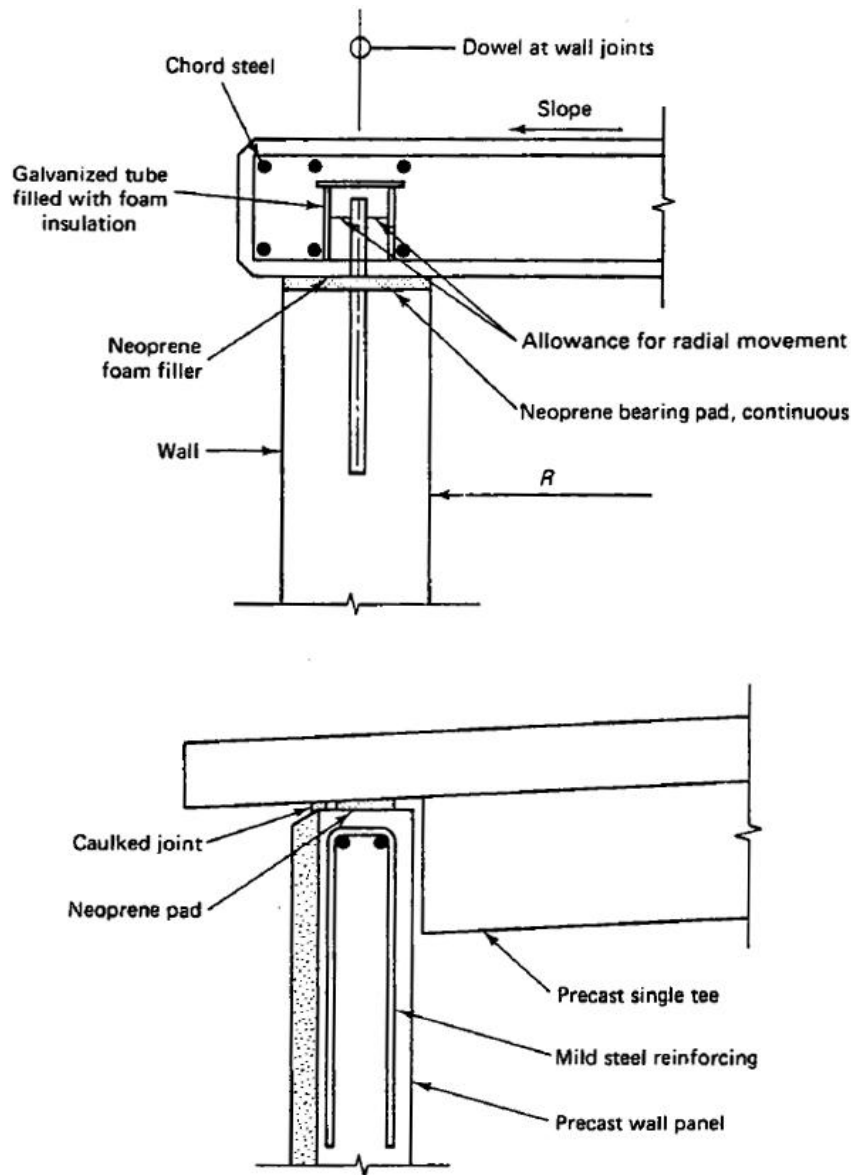


Figure 11.22 Connections for precast tank roofs.

១១.១១. Step-by-Step Procedure for the Design of Circular Prestressed Concrete Tanks and Dome Roofs

វិធីសាកល្បង និងកែតម្រូវ (trial-and adjustment procedure) ត្រូវបានណែនាំសម្រាប់ការសិក្សា គណនាអាងរាងមូលបេតុងប្រេកុងត្រាំង និងជំហ្វូង shell:

1. ជ្រើសរើសប្រព័ន្ធប្រេកុងត្រាំង ប្រភេទដែកប្រេកុងត្រាំង រេស៊ីស្តង់បេតុង និងប្រភេទទម្រ ដែលយើងអាច រកបាននៅក្នុងតំបន់ ។

2. កំណត់សម្ពាធសម្ភារៈដែលស្តុកក្នុងអាងមានអំពើលើជញ្ជាំង γH សម្រាប់សារធាតុរាវ និង p សម្រាប់សារធាតុឧស្ម័ន។ ប្រើការពង្រាយរាងចតុកោណព្នាយសម្រាប់អង្គធាតុរឹងដែលផ្ទុកនៅខាងក្នុងអាង។
កំណត់កម្លាំង ring ឯកត្តា $F = \gamma(H - y)r$ សម្រាប់បាតរអិលពេញលេញ ដែល r ជាកាំអាង និង y ជាចម្ងាយពីបាត។

3. ពីតារាង ១១.៤ ដល់ ១១.១៦ ជ្រើសរើសមេគុណម៉ូម៉ង់បញ្ឈរទៅតាមប្រភេទបន្ទុក និងលក្ខខណ្ឌ restraint របស់បាតដែលបណ្តាលដោយសម្ពាធសារធាតុរាវ

$$M_y = +\frac{1}{\beta} [\beta M_o \phi(\beta y) + Q_o \zeta(\beta y)]$$

និងកំណត់កម្លាំងទាញ ring radial ដេក

$$Q_o = +(2\beta H - 1) \frac{\gamma r t}{\sqrt{12(1 - \mu^2)}}$$

ហើយ $Q_y = (F - \Delta Q_y)$ ដែលបម្រែបម្រួលនៃ

$$\Delta Q_y = +\frac{6(1 - \mu^2)}{\beta^3 r t^2} (\beta M_o \Psi(\beta y) + Q_o \theta(\beta y))$$

$$\text{និង } \beta = \frac{[3(1 - \mu^2)]^{1/4}}{(rt)^{1/2}}$$

ដែល $\mu = 0.2$ សម្រាប់បេតុង។

4. កំណត់មេគុណ membrane C ពីតារាង ១១.៤ រហូតដល់ ១១.១៦។ គណនាកម្លាំង ring $F = C\gamma H r$ ។

5. គណនាម៉ូម៉ង់បញ្ឈរគ្រោះថ្នាក់នៅក្នុងជញ្ជាំងដែលប្រើមេគុណ membrane C ។ សមីការសម្រាប់ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកសារធាតុរាវគឺ

$$M_y = C(\gamma H^3 + p H^2)$$

$$\text{ឬ } M_y = C p H^2$$

ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកឧស្ម័ន។ គណនាម៉ូម៉ង់នៅត្រង់បាត និងត្រង់ចំនុចគ្រោះថ្នាក់ដែលមានចម្ងាយ y ពីបាត។

6. ជ្រើសរើសកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងបញ្ឈរ។

7. គណនាក្នុងត្រាំងបេតុងកាត់តាមកម្រាស់របស់ជញ្ជាំងសម្រាប់លក្ខខណ្ឌអាងទទេ និងសម្រាប់អាងពេញ។

គេអនុញ្ញាតក្នុងត្រាំងសង្កត់តាមអ័ក្សសេសសល់អតិបរមា $f_{cv} = 200 \text{ psi}$ ក្រោមអំពើ service load

ហើយក្នុងត្រាំងទាញអតិបរមា $f_t = 3\sqrt{f'_c}$ ដូចបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ១១.១៧។

8. សិក្សាគណនាដេកប្រែក្នុងត្រាំងដេក និងដេកប្រែក្នុងត្រាំងបញ្ឈរដែលក្នុងត្រាំងកំណត់មាននៅក្នុងតារាង ១១.១៨។

9. គណនាម៉ូម៉ង់មេគុណ M_u ដែលប្រើមេគុណបន្ទុកដែលឱ្យនៅក្នុងផ្នែក 11.7.2 ។ ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ $M_n = M_u / \phi$ ដែល $\phi = 0.9$ ។ គណនាស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal ដែលអាចមាន $M_n = A_{ps} f_{ps} (d_p - a/2)$ ឬ $M_n = A_{ps} f_{ps} (d_p - a/2) + A_s f_y (d - a/2)$ ។ ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន M_n ត្រូវតែធំជាង ឬស្មើនឹង ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ M_n ។
10. សិក្សាគណនាប្រវែង L របស់ ring នៅត្រង់បាតរបស់ជញ្ជាំងពីសមីការ

$$L^2 = \frac{2CH^2}{1 + \frac{(t/h)^3}{(dt)^2}}$$

ដែល t ជាកម្រាស់របស់ជញ្ជាំង និង h ជាកម្រាស់របស់កម្រាលបាត ។

11. គណនាភាគរយរបស់ប្រេកុងត្រាំងនៅក្នុងបាតដែលត្រូវផ្ទេរទៅជញ្ជាំងពីរូបមន្ត

$$R = \frac{1}{1+S}$$

ដែល $S = 1.1(h/t) \times (d/t)^{1/2}$ ។

នៅពេលដែល rim ខាងក្រៅរបស់ slab ring រកម្លាំងសង្កត់ដោយកម្លាំង radial ត្រង់ rim នោះតម្លៃ របស់ S ត្រូវបានកែសម្រួលទៅជា

$$S_1 = \frac{1}{K} \left(\frac{h}{t} \right) \left(\frac{d}{t} \right)^{1/2}$$

ដែល $K = \left(\frac{d_o^2 + d^2}{d_o^2 - d^2} - \mu \right)$

ដែលក្នុងនេះ d_o = អង្កត់ផ្ចិតខាងក្នុង

d = អង្កត់ផ្ចិតកម្រាល និង ខាងក្នុង $= d_o - 2L$ ។

12. ត្រួតពិនិត្យតម្រូវការកម្រាស់ជញ្ជាំងអប្បបរមា និងគណនាភាពងាប់ radial អេឡាស្ទិចដើមដែលគ្មានទប់ (unrestrained initial elastic radial deflection)

$$\Delta_i = \frac{F_i r}{t_{co} E_c}$$

ដែល $E_c = 57,000 \sqrt{f'_c} \text{ psi} (4,700 \sqrt{f'_c} \text{ MPa})$

t_{co} = កម្រាស់របស់ស្នូលជញ្ជាំងនៅត្រង់ចុង ឬបាតរបស់ជញ្ជាំង

$$r = \frac{d}{2}$$

ភាពងាប់ radial ចុងក្រោយ $\Delta_f = 1.7 \Delta_i$ ។

13. ផ្គុំដែកពីបាតទៅជញ្ជាំងបែបណាដោយឱ្យដែកបង្ហូរទៅក្នុងជញ្ជាំងចម្ងាយ $y_2 = 1.8\sqrt{rt_{co}}$ ឬ $3\text{ ft.}(0.9\text{ m})$ ដោយយកមួយណាដែលធំជាង ។ ដូចគ្នា គេត្រូវធានាថាដែកបញ្ឈរ nominal អប្បបរមា នៅត្រង់តំបន់បាតគឺ

$$A_s = 0.005t_{co}$$

14. ផ្ទៀងផ្ទាត់ទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមា $w_{\max} = 4.1 \times 10^{-6} \varepsilon_{ct} E_{ps} \sqrt{I_x}$

ដែល ε_{ct} = បម្រែបម្រួលរាងធៀបផ្ទៃការទាញនៅក្នុងបេតុង $= (\lambda_t f_p) / E_{ps}$

f_p = ក្នុងត្រាំងជាក់ស្តែងនៅក្នុងដែក

f_{pi} = ប្រែក្នុងត្រាំងដើមមុនពេលខាតបង់

$$\lambda_t \sim f_p / f_{pi}$$

$$I_x = \text{grid index} = \frac{8}{\pi} \left(\frac{s_2 s_1 t_b}{\phi_1} \right)$$

s_1 = គំលាតដែកក្នុងទិស “1”

ϕ_1 = អង្កត់ផ្ចិតរបស់ដែកនៅក្នុងទិស “1”

s_2 = គំលាតដែកក្នុងទិស “2”

t_b = កម្រាស់ការពារដែកដែលគិតដល់ផ្ចិតរបស់ដែក

ចំណាំថា ទទឹងស្នាមប្រេះអនុញ្ញាតអតិបរមា $w_{\max} = 0.004\text{ in.}$ សម្រាប់អាងស្តុកសារធាតុរាវ ។

15. សិក្សាគណនាដំបូងរាងកោងក្រោយការជ្រើសរើសប្រភេទតំណនៅត្រង់ចុងរបស់ជញ្ជាំងអាង ។ កំណត់ផល

ធៀបនៃកម្ពស់របស់ដំបូងរាងកោង h' លើបាត d របស់វាយ៉ាងណាមិនឱ្យ $h'/d > 1/8$ ។

គណនាកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង radial តាមទិសដេកតម្រូវការ P សម្រាប់ edge beam ពីសមីការ

$$P = \frac{bh}{t} (N_\theta - \mu N_\phi) + \frac{d(N_\phi \cos \phi)}{2} \text{ ឧ}$$

ដែល
$$N_\theta = \frac{w_D d}{2 \sin \phi} \left[\frac{1}{1 + \cos \phi} - \cos \phi \right] - \frac{w_L d}{4 \sin \phi} (\cos 2\phi)$$

$$N_\phi = -a \left(\frac{w_D}{1 + \cos \phi} + \frac{w_L}{2} \right)$$

និង h = កម្ពស់សរុបរបស់ផ្ទៃមុខ rim

b = ទទឹងផ្ទៃមុខ rim

w_D = អាំងតង់ស៊ីតេនៃបន្ទុកផ្ទាល់របស់ shell ក្នុងមួយឯកតាផ្ទៃ (បន្ទុកថេរ)

w_L = អាំងតង់ស៊ីតេរបស់បន្ទុកអថេរប្រយោល

16. គណនាមុខកាត់ ring-edge beam

$$A_c = \frac{P_i}{f_c}$$

ដែល P_i = កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដើម $= P/\bar{\gamma}$

$\bar{\gamma}$ = ភាគរយក្នុងត្រាំងសេសសល់

f_c = ក្នុងត្រាំងសង្កត់អនុញ្ញាតនៅក្នុងបេតុង (មិនត្រូវធំជាង $0.2 f'_c$) ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាង

800 ~ 900 psi នៅក្នុង edge beam ។

17. គណនាក្រឡាផ្ទៃរបស់ដៃកប្រែក្នុងត្រាំងរបស់ edge beam

$$A_{ps} = \frac{P_i}{f_{si}}$$

ដែល f_{si} ជាក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតនៅក្នុងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងមុនពេលខាតបង់ ឬ

$$A_{ps} = \frac{W \cot \phi}{2\pi f_{pe}}$$

ប្រសិនបើគេមិនវិភាគដោយសុក្រិត ។ ក្នុងតួចុងក្រោយ W ជាបន្ទុកសរុបថេរ និងអថេរនៅលើដំបូងរាង

កោង ដែលបណ្តាលពី $w_D + w_L$ និង f_{pe} ជាប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពក្រោយពេលខាតបង់ ។

18. ត្រួតពិនិត្យកម្រាស់កម្រាលដំបូងកោងអប្បបរមាដែលត្រូវការដើម្បីទប់ទល់នឹង buckling

$$h_d = a \sqrt{\frac{1.5 p_u}{\phi \beta_i \beta_c E_c}}$$

ដែល a = កាំរបស់ dome shell

p_u = សម្ពាធគណនាឯកតាពង្រាយស្ទើរ ultimate ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរ និងបន្ទុកអថេរ

$$= (1.2D + 1.6L)/144$$

ϕ = មេគុណកាត់បន្ថយស្តីពីសម្រាប់សម្ភារៈដែលរងក្នុងត្រាំងសង្កត់ = 0.65

β_i = មេគុណកាត់បន្ថយ buckling

សម្រាប់បម្រែបម្រួលរបស់ផ្ទៃរាងស្វ៊ែរដែលបណ្តាលពីភាពមិនល្អ

$$\beta_i = (a/r_i)^2, \text{ ដែល } r_i \leq 1.4a$$

β_c = មេគុណកាត់បន្ថយ buckling សម្រាប់ creep, សម្ភារៈដែល nonlinearity

និងស្នាមប្រេះ = $0.44 + 0.003W_L$, ប៉ុន្តែមិនធំជាង 0.53 ។

$$E_c = \text{ម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចដើមរបស់បេតុង} = 57,000\sqrt{f'_c} \text{ psi} (4,700\sqrt{f'_c} \text{ MPa})$$

រូបទី ១១.២៣ បង្ហាញពី step-by-step flowchart សម្រាប់ជំហានដែលណែនាំក្នុងការសិក្សាគណនា អាងបេតុងប្រកុងត្រាំងរាងមូល និងដំបូងរាងកោងរបស់វា ។

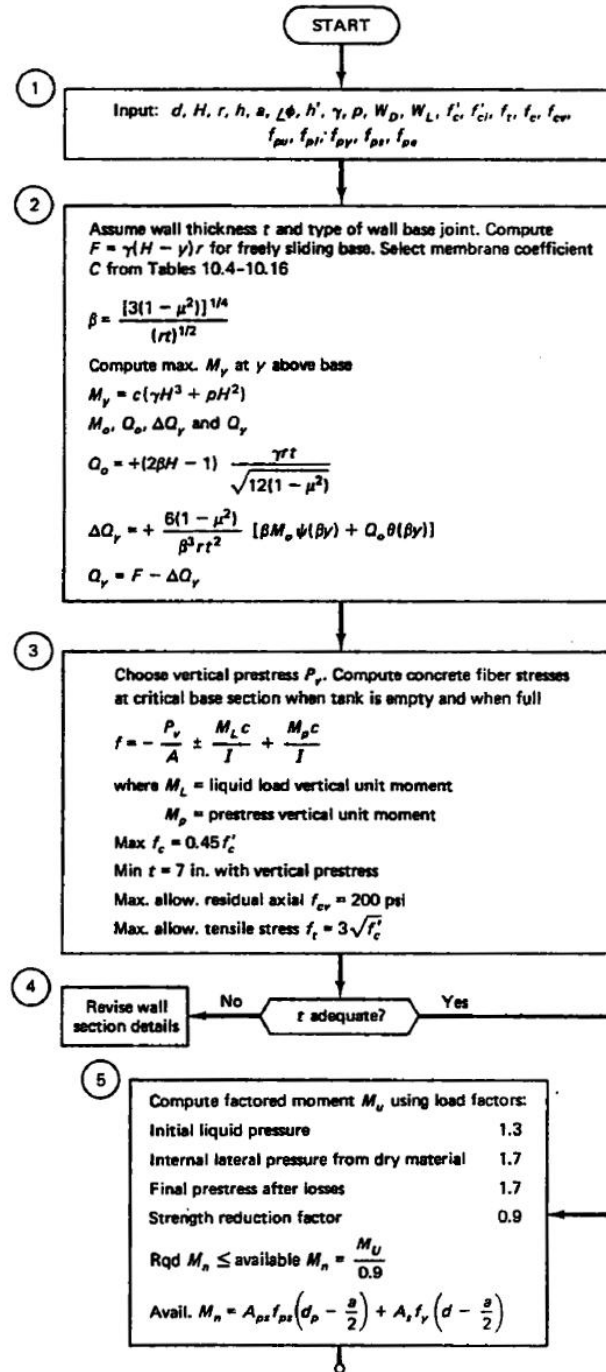


Figure 11.23 Flowchart for the design of circular prestressed tanks and their flat dome roofs.

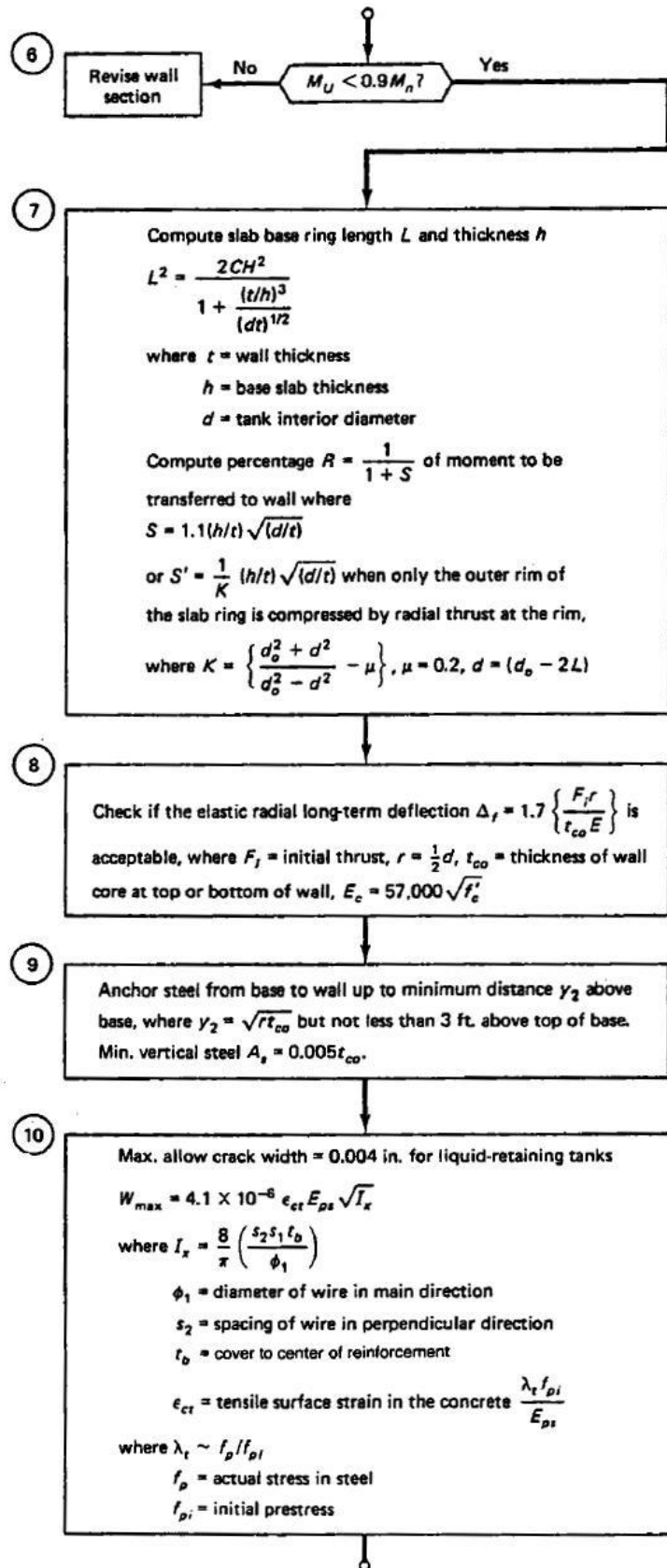


Figure 11.23 Continued

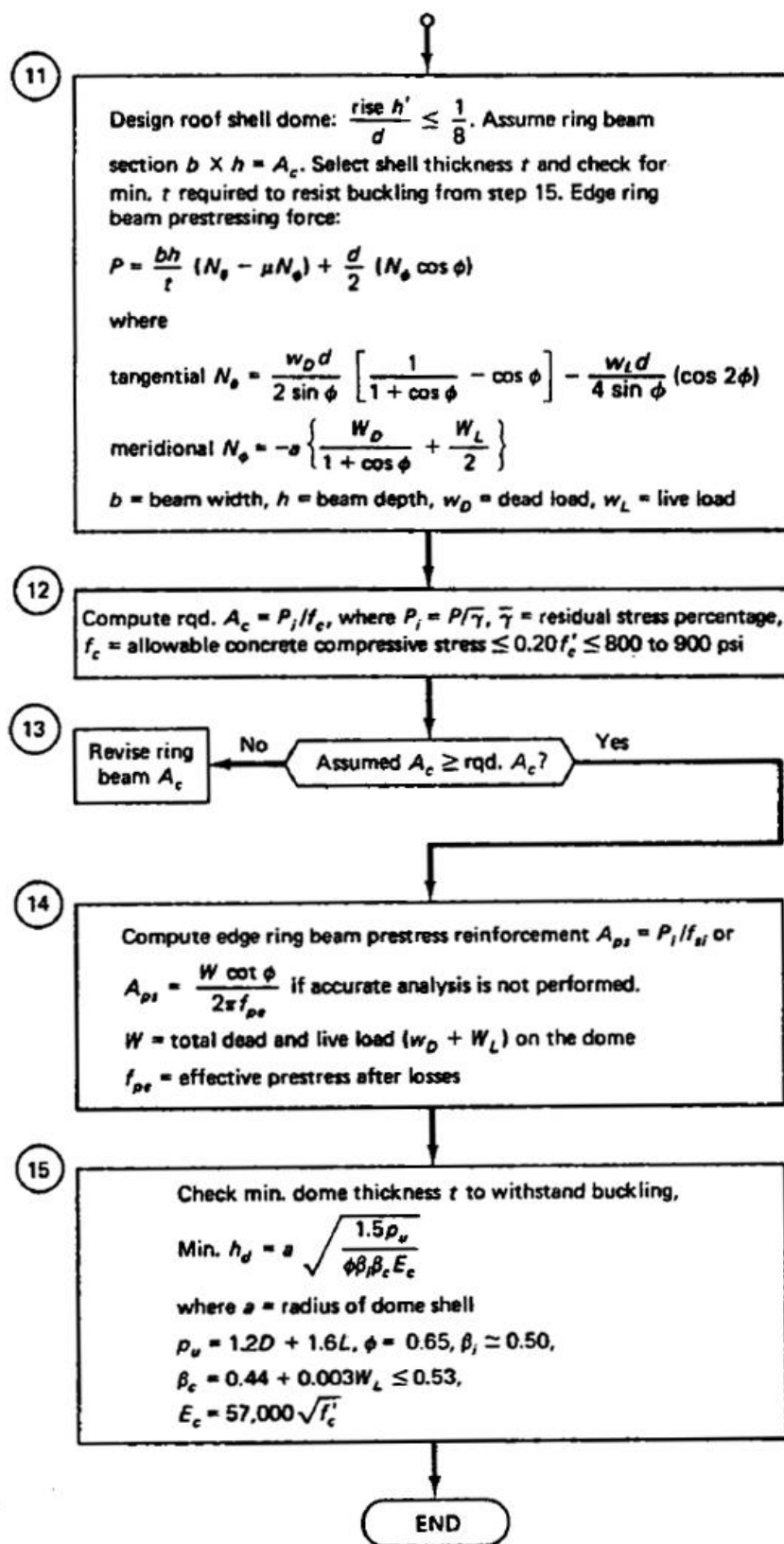


Figure 11.23 Continued

១១.១២. Design of Circular Prestressed Concrete Water-Retaining Tank and Its Domed Roof

ឧទាហរណ៍ ១១.៣: កំណត់កម្លាំង ring ដេកអតិបរមា និងម៉ូម៉ង់បញ្ជ្រាបអតិបរមា និងសិក្សាគណនាការប្រែក្លងត្រាំងរបស់ជញ្ជាំងសម្រាប់អាងបេតុងប្រកុងត្រាំងរាងមូល ដែលអង្កត់របស់វា $d = 125 \text{ ft}(38.1\text{m})$ និងស្តុកទឹកកម្ពស់ $H = 25 \text{ ft}(7.62\text{m})$ សម្រាប់លក្ខខណ្ឌទម្រង់បាតជញ្ជាំងដូចតទៅ៖ (a) hinged; (b) បង្កប់ពេញលេញ, (c) ពាក់ កណ្តាលរអិល និង (d) បង្កប់ដោយផ្នែក (partially fixed) ។ ហើយ សិក្សាគណនា ring edge beam បេតុងប្រែ ក្នុងត្រាំងសម្រាប់ដំបូលរាងកោង (domed roof shell) ដោយសន្មតថា shell rise-span ratio $h'/d = 1/8$ ។ ប្រើ ប្រើដំបូលរាងកោង flat ដែលមាន shell angle $\phi = 36^\circ$ និងរកក្រឡាផ្ទៃដែកប្រកុងត្រាំងសម្រាប់លក្ខខណ្ឌដែកប្រកុងត្រាំងរុំ (wire-wrapped) និងលក្ខខណ្ឌពង្រឹងដោយដែកប្រកុងត្រាំង (tendon reinforced condition) ។ គេឱ្យទិន្នន័យដូចខាងក្រោម៖

$$f'_c = 5,000 \text{ psi}(34.5\text{MPa}) \quad \text{បេតុងទំងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 3,750 \text{ psi}(25.9\text{MPa})$$

$$f_t = 212 \text{ psi}(0.86\text{MPa}) \leq 3\sqrt{f'_c}$$

$$f_c = 0.45 f'_c = 2,250 \text{ psi}(15.5\text{MPa})$$

$$\text{ក្នុងត្រាំងដែលសេសសល់} \quad f_{cv} = 225 \text{ psi}(1.55\text{MPa})$$

$$f_{pu}(\text{wire}) = 250,000 \text{ psi}(1,724\text{MPa})$$

$$f_{pu}(\text{stands and tendons}) = 250,000 \text{ psi}(1,724\text{MPa})$$

$$f_{pi} = 0.7 f_{pu} = 175,000 \text{ psi}(1,207\text{MPa})$$

$$f_{ps} = 220,000 \text{ psi}(1,517\text{MPa})$$

$$w_L = 15 \text{ psf}(718\text{Pa}) \quad \text{សម្រាប់បន្ទុកព្រិលលើ dome}$$

សន្មត កំហាតបង់ប្រកុងត្រាំងសរុបស្មើ 26% សម្រាប់ឥទ្ធិពលរយៈពេលយូរ ។

ដំណោះស្រាយ: មិនគិតឥទ្ធិពលទំងន់ផ្ទាល់របស់ជញ្ជាំង និងដំបូល dome ដោយសារក្នុងត្រាំងរបស់វាមិនធំបើប្រៀបធៀបទៅនឹងឥទ្ធិពលរបស់កម្លាំងប្រកុងត្រាំងបញ្ជ្រាប ។ គេមានការពង្រាយសម្ពាធទឹកនៅលើជញ្ជាំង ដូចដែលបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.២៤

$$\gamma = 62.4 \text{ lb} / \text{ft}^3 (1,000 \text{ kg} / \text{m}^3) \quad r = \frac{d}{2} = \frac{125}{2} = 62.5 \text{ ft}(19.1\text{m})$$

សន្មតថា កម្រាស់ជញ្ជាំង $t = 10 \text{ in.} = 0.83 \text{ ft}(25.4\text{cm})$ ។ នោះ មេគុណរាង (form factor)

$$\frac{H^2}{dt} = \frac{25 \times 25}{125 \times 0.83} = 6$$

$$\text{និង } \gamma H r = 62.4 \times 25 \times 62.5 = 97,500 \text{ lb} / \text{ft}$$

កម្លាំងគោល និងម៉ូម៉ង់គោល (basic forces and moment)

តារាង ១១.១៩ ដល់ ១១.២១ ឱ្យនូវ basic force និង basic moment នៅក្នុងជញ្ជាំងអាង ។

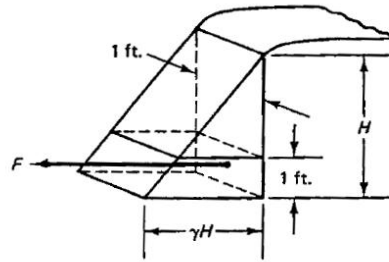
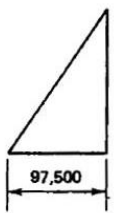
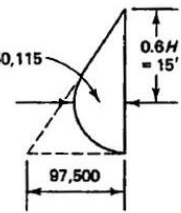
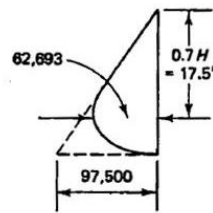


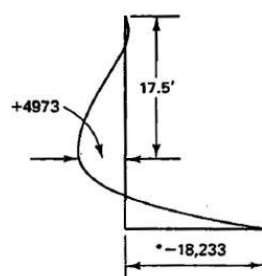
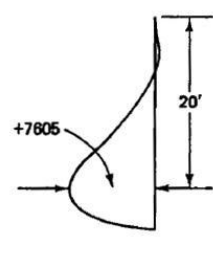
Figure 11.24 Liquid ring tension F , wall base freely sliding.

Table 11.19 Maximum Ring Tension $F = C(\gamma H r)$ lb/ft Circumference, Example 11.3

Freely Sliding Wall Base	Fixed Base	Hinged Base
$C = 1$ $F = 97,500$ 	Table 11.10 for $\frac{H^2}{dt} = 6$ $C = 0.514$ $F = 0.514 \times 97,500 = 50,115$ 	Table 11.12 for $\frac{H^2}{dt} = 6$ $C = 0.643$ $F = 0.643 \times 97,500 = 62,693$ 

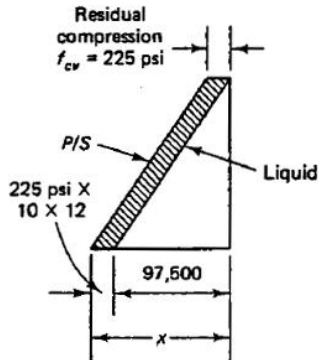
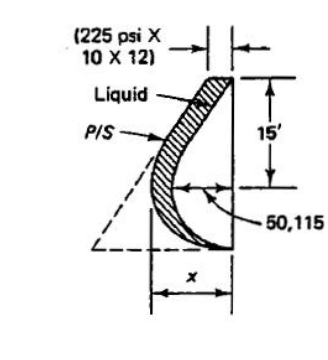
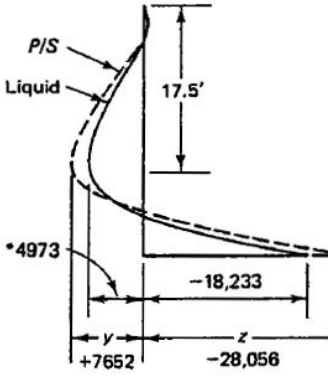
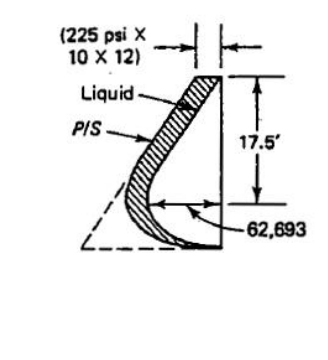
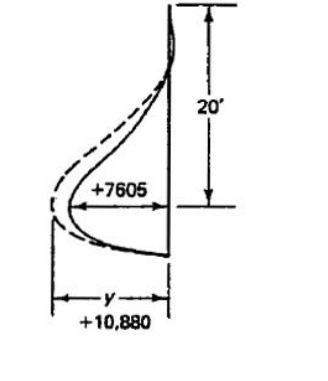
*Compare with 50,113 lb/ft in the detailed method of Example 11.2.

Table 11.20 Vertical Moments $M = C(\gamma H^3)$ ft-lb/ft, Example 11.3. Positive (+) = Tension in Outside Face

Freely Sliding Base	Fixed Wall Base	Hinged Base
$M_v = M_o = 0$	Table 11.4 $C = +0.0051$ for $0.7H = 17.5$ ft $C = -0.0187$ for $1.0H = 25$ ft $M_v = +0.0051 \times 62.4(25)^3 = +4,973$ $M_o = -0.0187 \times 62.4(25)^3 = -18,233$ 	Table 11.6 $C = +0.0078$ for $0.8H = 20$ ft $C = 0$ for $1.0H$, or full height $M_v = +0.0078 \times 62.4(25)^3 = +7,605$ $M_o = 0$ 

*This moment value is very close to the value obtained by using the detailed method and the moment functions of Table 11.1 and Example 11.1 ($M_o = -18,574$).

Table 11.21 Prestressing Effects Using 225-psi Residual Radial Compression, Example 11.3. Ring Forces Q lb/ft, Vertical Moments M_y ft-lb/ft

Freely Sliding Base	Fixed Wall Base	Hinged Base
Ring Forces  $x = 97,500 + [\text{Res. comp.} \times t \times 1 \text{ ft.}]$ $= 97,500 + [225 \times 10 \times 12]$ $= 124,500$ Moments $[M_y]_{y=0} = M_o = 0$	Ring Forces  $x = 50,115 + [225 \times 10 \times 12]$ $= 77,115 = Q_{15}$ Moments  $y = 4,973 \times \frac{77,115}{50,115} = 7,652$ $= +M_y$ $M_o = -\frac{18,233 \times 77,115}{50,115}$ $= -28,056$	Ring Forces  $x = 62,693 + [225 \times 10 \times 12]$ $= 89,693 = Q_{17.5}$ Moments  $y = +7,605 \times \frac{89,693}{62,693}$ $= +10,880 = +M_y$ $M_o = 0$

*Compare with the value $M = +4,912$ ft-lb/ft obtained by the detailed method of Example 11.1.

ក្នុងត្រាំងបេតុងអតិបរមារបស់ជញ្ជាំងនៅត្រង់កម្ពស់ 20 ft ពីចុង៖ បាតជាទម្រង់ស្លាក (Hinged Base)

ដោយវិធី trial-and-adjust, យកប្រែក្នុងត្រាំងចំនួនបញ្ឈរ $P_v = 50,000 \text{ lb/ft} (730 \text{ kN/m})$ ។ សម្រាប់ កម្រាស់ជញ្ជាំង $t = 10 \text{ in}$. គណនាក្នុងត្រាំងដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ១១.២៥ ។

$$f_+ = \frac{M}{S} = \frac{10,880 \times 12}{\frac{12(10)^2}{6}} = \mp 653 \text{ psi}$$

$$f_+ = \frac{M}{S} = \frac{7,605 \times 12}{\frac{12(10)^2}{6}} = \pm 456 \text{ psi}$$

$$f_c = \frac{P_c}{A_c} = \frac{50,000}{12 \times 10} = -417 \text{ psi}$$

$$f_4 = \textcircled{1} + \textcircled{3}$$

$$\text{Max. } f_t = 236 \text{ psi} \approx 3\sqrt{5,000} \\ \approx 212 \text{ psi, O.K.}$$

$$\text{Max. } f_c = -1,070 \text{ psi} < 0.45f'_c, \text{ O.K.}$$

$$f_5 = \textcircled{1} + \textcircled{2} + \textcircled{3}$$

$$\text{Max. } f_c = -614 \text{ psi} < 0.45f'_c, \text{ O.K.}$$

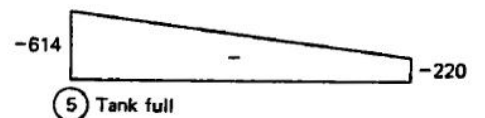
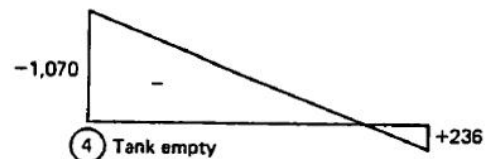
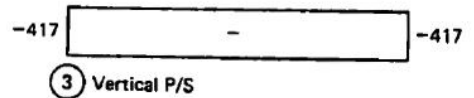
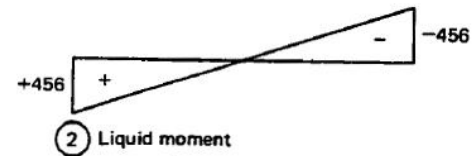
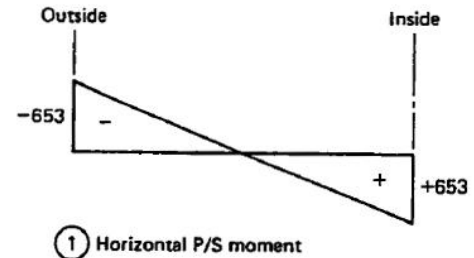


Figure 11.25 Stress at maximum moment, 20 ft from top, psi. Negative (-) = compression, positive (+) = tension.

ក្នុងត្រាំងបេតុងអតិបរមារបស់ជញ្ជាំងនៅត្រង់កម្ពស់ 17 ft 6 in. ពីចុង៖ បាតបង្អប់ពេញលេញ (Fully Fixed Base)

ម៉ូម៉ង់វិជ្ជមានអតិបរមា M_y គឺនៅត្រង់ 17 ft 6 in. ពីចុងកំពូលរបស់ជញ្ជាំង ។ ដោយ trial and adjustment, ប្រើកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងថាកម្លាំងបញ្ជ្រាប $P_v = 100,000 \text{ lb/ft}$ កែទៅនឹងផ្ទៃខាងក្រៅ $[e = 1.05 \text{ in} (26.7 \text{ mm})]$ ។ បន្ទាប់មកគណនាក្នុងត្រាំងនៅក្នុងជញ្ជាំងដូចឃើញនៅក្នុងរូបទី ១១.២៦ ។

$$f_{\pm} = \frac{M}{S} = \frac{7,652 \times 12}{\frac{12(10)^2}{6}} = \mp 459 \text{ psi}$$

$$f_{\pm} = \frac{M}{S} = \frac{4,973 \times 12}{\frac{12(10)^2}{6}} = \pm 298 \text{ psi}$$

$$f_v = \frac{P_v}{A_c} = \frac{100,000}{12 \times 10} = -833 \text{ psi}$$

$$f_v = \frac{P_v e(c)}{I} = \frac{100,000 \times 1.05}{\frac{12(10)^2}{6}} = \mp 525 \text{ psi}$$

$$f_s = \textcircled{1} + \textcircled{3} + \textcircled{4}$$

$$\text{Max. } f_t = +151 \text{ psi} < 3\sqrt{f'_c} = 212, \text{ O.K.}$$

$$\text{Max. } f_c = -1,817 \text{ psi} < 0.45f'_c = -2,250 \text{ psi, O.K.}$$

$$f_6 = \textcircled{1} + \textcircled{2} + \textcircled{3} + \textcircled{4}$$

$$\text{Max. } f_c = -1,519 \text{ psi} < 0.45f'_c, \text{ O.K.}$$

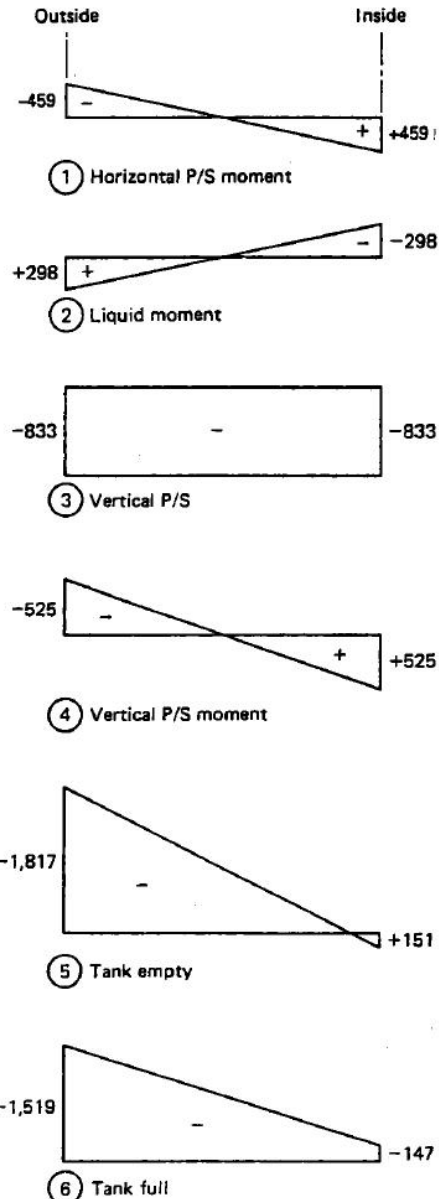


Figure 11.26 Stresses at maximum positive (+) moment, 17 ft, 6 in. from top, psi. Negative (-) = compression, positive (+) = tension.

កុងត្រឺន័រពេញទឹកនៅក្នុងគ្រឿងប្រឆាំងបង្ហូរ (Fully Fixed Base)

ប្រើកម្លាំងប្រែក្លាយក្នុងក្រដាសគណិតវិទ្យា $P_v = 100,000lb$ ក្បែរទៅនឹងផ្ទៃខាងក្រៅ ($e = 1.05in.$) ។

គណនាកុងត្រឺន័រនៅក្នុងជញ្ជាំងដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.២៧ ។

$$f_{+} = \frac{M}{S} = \frac{-28,056 \times 12}{\frac{12(10)^2}{6}} = \pm 1,683 \text{ psi}$$

$$f_{+} = \frac{M}{S} = \frac{-18,233 \times 12}{\frac{12(10)^2}{6}} = \mp 1,094 \text{ psi}$$

$$f_o = \frac{P_o}{A_c} = \frac{-100,000}{12 \times 10} = -833 \text{ psi}$$

$$f_o = \frac{P_o e(c)}{I} = \frac{100,000 \times 1.05}{\frac{12(10)^2}{6}} = \mp 525 \text{ psi}$$

$$f_s = \textcircled{1} + \textcircled{3} + \textcircled{4}$$

Max. $f_c = -1,991 \text{ psi} < 0.45 f'_c$, O.K.

Max. $f_t = +325 \text{ psi}$ at base when tank is empty.
This stress will rapidly decrease well below $3\sqrt{f'_c}$ within one foot above base, hence O.K.

$$f_6 = \textcircled{1} + \textcircled{2} + \textcircled{3} + \textcircled{4}$$

Max. $f_c = -897 \text{ psi} < 0.45 f'_c$, O.K.

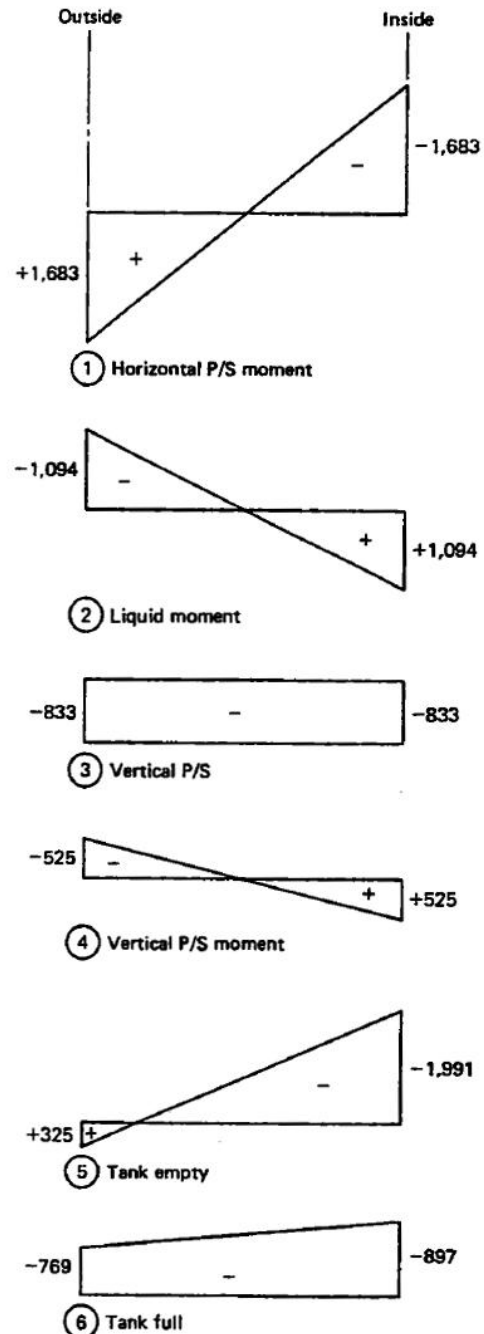


Figure 11.27 Stresses at maximum negative (-) moment at wall base, psi. Negative (-) = compression, positive (+) = tension.

កុងត្រាំងបេតុងអតិបរមាជញ្ជាំងនៅគ្រង់បាត: បាតពាក់នកណ្តាលអិល (Semisliding Base)

ដោយប្រើ trial and adjust, ប្រើកម្លាំងប្រែកុងត្រាំងចំនួនបញ្ជីរ $P_v = 20,400 \text{ lb / ft} (297 \text{ kN / m})$ ។ នោះម៉ូម៉ង់ semislide $M = \frac{1}{2} (+10.880) = 5,440 \text{ ft-lb / ft}$ គណនាកុងត្រាំងនៅក្នុងជញ្ជាំងដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.២៨។

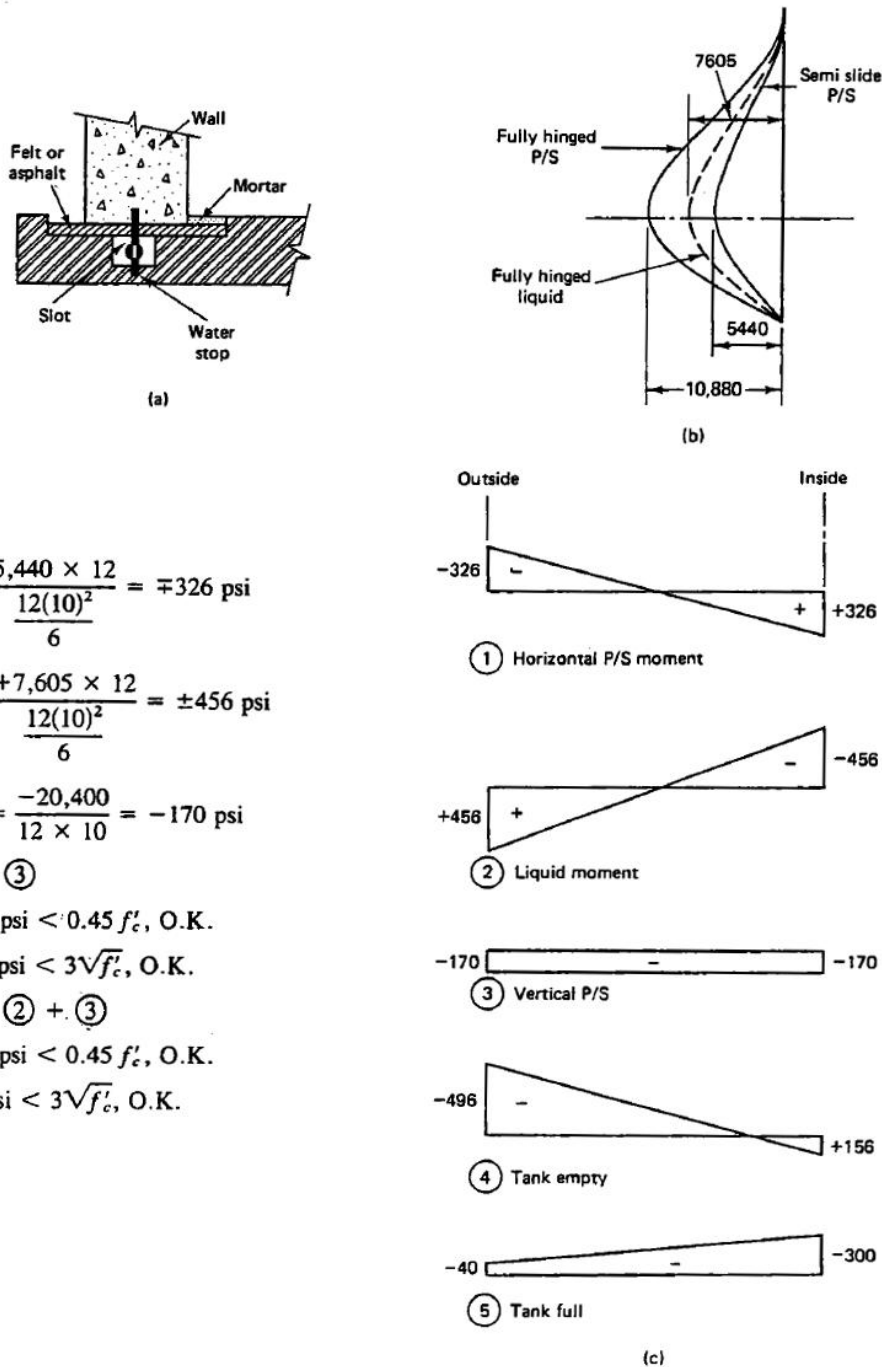


Figure 11.28 Stresses at maximum positive (+) moment, psi. (a) Wall base details. (b) Semislide moment, ft-lb/ft. (c) Concrete stresses, psi.

ការបង្កប់ដោយផ្នែកនៅត្រង់បាតជញ្ជាំង

ម៉ូម៉ង់ restraint គឺ $M_p = M_o(1 - S)$ ដែលម៉ូម៉ង់បង្កប់ពេញលេញ (full fixity moment) $M_o = 18,233 \text{ ft} - \text{lb} / \text{ft}$ ។ មេគុណកែតម្រូវសម្រាប់ការបង្កប់ដោយផ្នែក $S = (t/h)^3 / (dt)^{1/2}$ ។

រូបទី ១១.២៩ បង្ហាញពីរូបរាងខូចទ្រង់ទ្រាយរបស់កម្រាលបាត ។ ប្រសិនបើកម្រាលបាតមានកម្រាស់ $h = 10 \text{ in.}$ នោះពីសមីការ 11.39 និង 11.40

$$S = \frac{(10/10)^3}{(125 \times 0.83)^{1/2}} = 0.10$$

និង $M_p = M_o(1 - S) = 18,233(1 - 0.1) = 16,410 \text{ ft} - \text{lb} / \text{ft}$

ម៉ូម៉ង់ខាតបង់ដោយសារការបង្កប់ដោយផ្នែក $= 18,233 - 16,410 = 1,823 \text{ ft} - \text{lb} / \text{ft}$ ។ ពីសមីការ 11.37

សម្រាប់ទទឹង base ring L

$$L^2 = \frac{2CH^2}{1 + S}$$

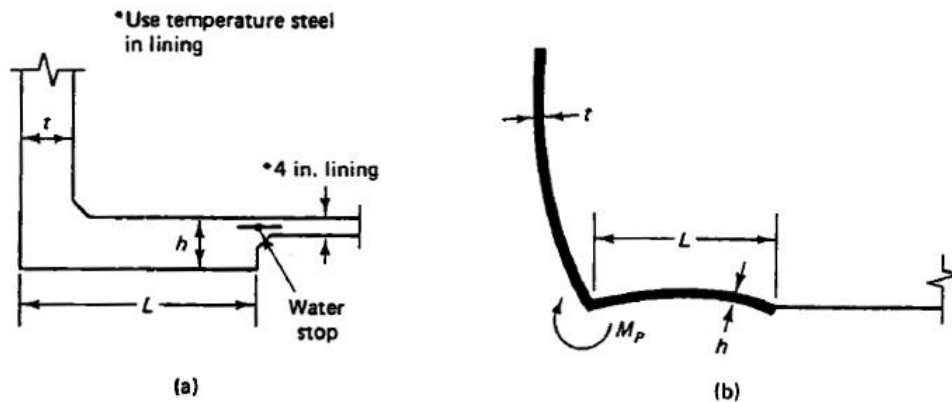


Figure 11.29 Deformed shape of base slab. (a) Wall base. (b) Deformed section.

ដូចគ្នា ពីតារាង ១១.៤, មេគុណ membrane នៅត្រង់បាតសម្រាប់ form factor $H^2 / dt = 6$ គឺ

$$C = -0.0187$$

ដូចនេះ យើងបាន

$$L^2 = \frac{2 \times 0.0187(25)^2}{1 + 0.1} = 21.25$$

$$L = 4.61 \text{ ft} = 4 \text{ ft } 7 \frac{1}{2} \text{ in.}$$

ដូចនេះ ប្រើទីទឹង ring slab base $L = 4 \text{ ft } 9 \text{ in. } (145 \text{ cm})$ ។ ដោយសារ សម្រាប់អាងដែលមានអង្កត់ផ្ចិតធំ S មានតម្លៃតូចពេក នោះដីក្រៃនៃការបង្កប់សម្រាប់ fully fixed និង partially fixed wall bases សឹងតែដូចគ្នា ដូចការបង្ហាញរបស់ដំណោះស្រាយ ។

ពីសមីការ 11.47 និង 11.48, ភាគរយ R របស់ប្រេកុងត្រាំងនៅក្នុងបាតដែលត្រូវផ្ទេរទៅជញ្ជាំង
 $= 100 / S_1$ ដែល

$$S_1 = 1.1 \left(\frac{h}{t} \right) \left(\frac{d}{t} \right)^{1/2} = 1.1 \left(\frac{10}{10} \right) \left(\frac{125}{0.38} \right)^{1/2} = 13.50\%$$

ដូចនេះ $R = \frac{100}{13.5} = 7.4\%$

ដែលមានន័យថាគេអាចកាត់បន្ថយប្រេកុងត្រាំងគណនាតម្រូវការសម្រាប់ជញ្ជាំងបានបន្តិច ដោយសារវាអាចមាន កុងត្រាំងសង្កត់ខ្លះពី base ring ។

សិក្សាគណនាដែកពង្រឹងប្រេកុងត្រាំង

ការប្រេកុងត្រាំងដែក:

ប្រើទំហំ wire ដូចគ្នាដើម្បីជញ្ជាំងមូល ដែល wire មានគំលាតប្រែប្រួលនៅក្នុង band ដែលមានកម្ពស់ រាល់ 5 ft តាមកម្ពស់អាង ។ នៅក្នុងករណី ជញ្ជាំងអាងរអិលដោយសេរី គេត្រូវដាក់គំលាតអប្បបរមានៅក្នុង band ខាងក្រោមគេបំផុតនៅត្រង់បាត ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៣០ ។

ដើម្បីកំណត់បម្រែបម្រួលរបស់ wire pitch លើកម្ពស់របស់អាង គេត្រូវធ្វើការគណនា ring thrust ដែក Q_y នៅត្រង់បាតរបស់ band នីមួយៗ បន្ថែមទៀត ។ ជាវិបាក យើងនឹងបង្ហាញការគណនាទំហំ និងការបែងចែក wire គំរូតែមួយប៉ុណ្ណោះ ។

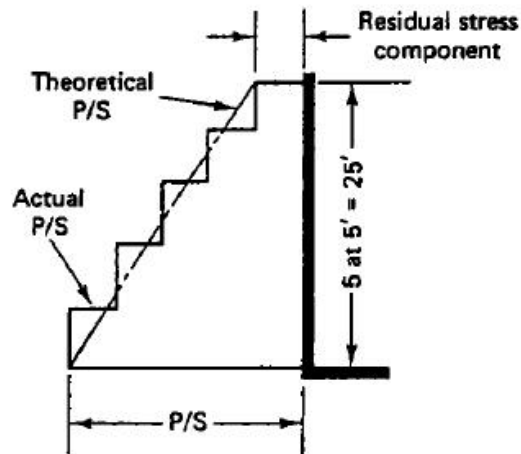
ពីតារាង ១១.២១ សម្រាប់ករណី fixed wall base កម្លាំងអតិបរមា $Q_{15} = 77,115 \text{ lb / ft}$ ។ ដូចនេះ សាកល្បងដែកប្រេកុងត្រាំង 250-K wire អង្កត់ផ្ចិត $0.192 \text{ in. } (4.88 \text{ mm})$ នោះយើងបាន $A_{ps} = 0.0289 \text{ in.}^2$ និង $f_{pi} = 0.7 f_{pu} = 0.7 \times 250,000 = 175,000 \text{ psi } (1,207 \text{ MPa})$ ។

សន្មត់កំហាតបង់ប្រេកុងត្រាំង 26% សម្រាប់ elastic shortening, seating, creep, shrinkage និង steel relaxation ។ នោះ

$$f_{pe} = 0.74 \times 175,000 = 129,500 \text{ psi } (893 \text{ MPa})$$

$$A_{ps} = \frac{77,115}{129,500} = 0.60 \text{ in.}^2 \text{ សម្រាប់កម្ពស់ជញ្ជាំង } 1 \text{ ft}$$

$$\text{ចំនួន wire ក្នុង band } 5 \text{ ft} = \frac{0.60 \times 5}{0.0289} = 104$$



$$S.F. = 1.3 \quad (\text{ជំហានទី ៥ នៃ flowchart})$$

$$M_u = 1.3 \times 28,056 = 36,473 \text{ in.} - \text{lb} / \text{in.}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ } M_n = \frac{M_u}{0.9} = \frac{36,473}{0.9} = 40,525 \text{ in.} - \text{lb} / \text{in.}$$

$$d = \frac{10}{2} + 1.05 = 6.05 \text{ in.} (15.37 \text{ cm})$$

$$A_{ps} = \frac{0.144}{2.25} = 0.064 \text{ in.}^2 / \text{ទទឹង } 1 \text{ in.}$$

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{0.064 \times 220,000}{0.85 \times 5,000 \times 1} = 3.31 \text{ in.}$$

$$\begin{aligned} \text{ម៉ូម៉ង់ដែលអាចមាន } M_n &= A_{ps} f_{ps} \left(d - \frac{a}{2} \right) = 0.064 \times 220,000 \left(6.05 - \frac{3.31}{2} \right) \\ &= 61,882 \text{ in.} - \text{lb} / \text{in.} >> \text{ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ } M_n = 40,525 \text{ in.} - \text{lb} / \text{in.} \end{aligned}$$

O.K.

ការសិក្សាគណនាជញ្ជាំងត្រូវត្រួតពិនិត្យភាពងាប់ដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងជំហាន ៨ នៃ flowchart ។ ហើយ គេត្រូវធ្វើការកំណត់ anchor steel នៅត្រង់បាតរបស់ជញ្ជាំង ក៏ដូចទំហំស្នាមប្រេះអតិបរមា $w_{\max}$ នៅក្នុងជំហាន ៩ នៃ flowchart ។ ចុងក្រោយបំផុត ត្រួតពិនិត្យឥទ្ធិពលសីតុណ្ហភាព និង creep ដើម្បីឱ្យប្រាកដថាគេត្រូវការ ដែកធម្មតាបន្ថែមពីលើដែកប្រកុងត្រាំងឬអត់ ។

សិក្សាគណនា roof dome prestressed edge ring beam

ប្រើ rise-span ratio $h'/d = 1/8$ ។ ហើយ ជ្រើសរើសទម្រង់ស៊ីនៅត្រង់ចុងកំពូលរបស់ជញ្ជាំងអាង ដោយប្រើ neoprene pad ពីក្រោម edge ring beam ។ នោះ Shell មានទម្រង់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៣១ និង ១១.៣២ ។

ដោយសារ $d = 125 \text{ ft}$, $h' = 125/8 = 15.63 \text{ ft} (4.76 \text{ m})$ ។ ហើយ ដោយសារ $\phi = 36^\circ$ តូចជាង $51^\circ 49'$ នោះ shell ទាំងមូលរងក្នុងត្រាំងសង្កត់ ហើយត្រូវការតែដែកទប់សីតុណ្ហភាព (temperature reinforcement) ប៉ុណ្ណោះ ។

ការបស់ shell គឺ

$$a = \frac{a/2}{\sin \phi} = \frac{62.5}{0.588} = 106 \text{ ft} (32.3 \text{ m})$$

ពីសមីការ 11.75, កម្រាស់ shell អប្បបរមាដើម្បីទប់ទល់នឹង buckling គឺ

$$h_d = a \sqrt{\frac{1.5 P_u}{\phi \beta_i \beta_c E_c}}$$

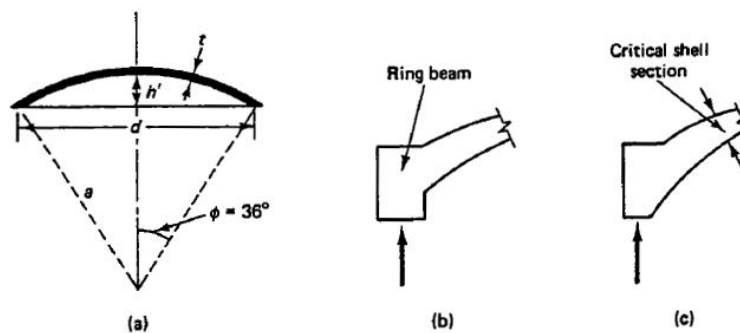


Figure 11.31 Tank dome shell roof. (a) Geometry of dome. (b) Edge ring beam. (c) Equivalent ring beam.

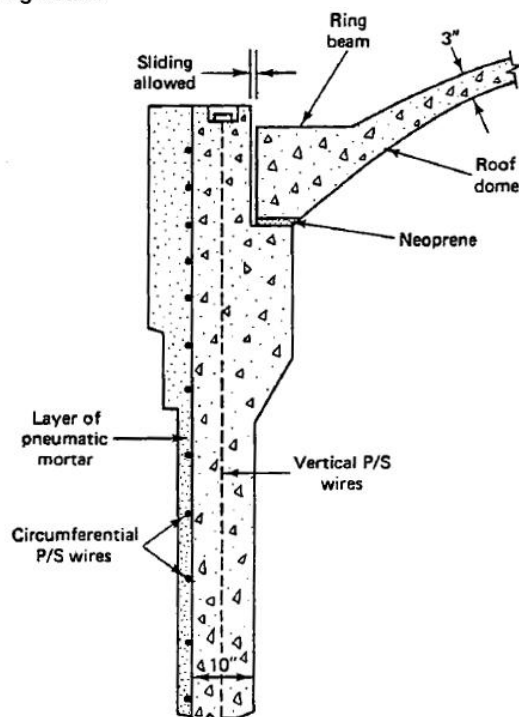


Figure 11.32 Dome prestressed ring beam support detail in Example 11.3.

ដូចនេះ សន្មតថា $t = 3.0 \text{ in.}$ យើងបាន

$$P_u = 1.2D + 1.6L = 1.2 \left(\frac{3}{12} \times 150 \right) + 1.6 \times 15 = 69 \text{ lb / ft}^2$$

$$\phi = 0.65$$

$$\beta_i = (a / r_i)^2 = \left(\frac{106}{1.4 \times 106} \right)^2 = 0.51$$

$$\beta_c = 0.44 + 0.003 \times 15 = 0.49 < 0.53 \quad \text{ឃ្លី } \beta_c = 0.49$$

$$E_c = 57,000 \sqrt{5,000} = 4.03 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

$$\begin{aligned} \text{កម្រាស់អប្បបរមា } h &= a \sqrt{\frac{1.5 p_u}{\phi \beta_i \beta_c E_c}} = 106 \sqrt{\frac{1.5 \times 69}{0.65 \times 0.51 \times 0.49 \times 4.03 \cdot 10^6}} \\ &= 1.33 \text{ in. } (3.4 \text{ cm}) < 3 \text{ in.} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ដូចនេះ យកកម្រាស់ shell $t = 3 \text{ in. } (7.6 \text{ mm})$ ។ នោះ $\sin \phi = \sin 36^\circ = 0.59$, $\cos \phi = \cos 36^\circ = 0.81$

និង $a = \text{កាំស៊ីរ} = 106 \text{ ft}$ ។

ពីសមីការ 11.70, កម្លាំង tangential ក្នុងកត្តាប្រវែងរបស់វណ្ណគី

$$\begin{aligned} N_\theta &= \frac{W_D d}{2 \sin \phi} \left[\frac{1}{2 + \cos \phi} - \cos \phi \right] - \frac{W_L d}{4 \sin \phi} (\cos 2\phi) \\ &= \frac{37.5 \times 125}{2 \times 0.59} \left[\frac{1}{1 + 0.81} - 0.81 \right] - \frac{15 \times 125}{4 \times 0.59} (0.31) \\ &= -1,269 \text{ lb / ft} \end{aligned}$$

ពីសមីការ 11.67, កម្លាំង meridional ក្នុងមួយឯកតាប្រវែងរបស់វណ្ណ ជាមួយនឹង $a = 106 \text{ ft}$ គឺ

$$\begin{aligned} N_\phi &= -a \left(\frac{w_D}{1 + \cos \phi} + \frac{w_L}{2} \right) \\ &= -106 \left(\frac{37.5}{18.1} + \frac{15}{2} \right) = -2,991 \text{ lb / ft } (43.6 \text{ kN / m}) \end{aligned}$$

ពីសមីការ 11.72, កម្លាំងប្រែក្លងត្រាំង radial នៅក្នុង ring beam ដែលត្រូវការដើម្បីបង្កើតកំហូចទ្រង់ទ្រាយត្រូវគ្នាជាមួយនឹង shell rim គឺ

$$P = \frac{bh}{t} (N_\theta - \mu N_\phi) + \frac{d}{2} (N_\phi \cos \phi)$$

ដើម្បីកំណត់ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់ bh របស់ ring beam, ប្រើ $P = (d/2)(N_\phi \cos \phi)$ សម្រាប់ការសាកល្បងលើកទី ១, ដោយសារតួទី១ របស់សមីការមានតម្លៃតូចជាងតម្លៃសរុបរបស់ P 10% (មើលការរៀបរាប់ដែលនាំឱ្យមានសមីការ 11.62) ។ យើងទទួលបាន

$$P = \frac{d}{2} (N_\phi \cos \phi) = \frac{125}{2} (-2,991 \times 0.81) = -151,149 \text{ lb / ft}$$

ដោយយើងមានកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំង 26% នោះយើងបាន

$$\bar{\gamma} = 1 - 0.26 = 0.74$$

និង
$$P_i = \frac{151,149}{0.74} = 204,620 \text{ lb / ft}$$

ប្រើ កុងត្រាំងសង្កត់បេតុងអតិបរមា $f_c = 800 \text{ psi } (5.52 \text{ MPa})$ ដើម្បីធ្វើឱ្យបម្រែបម្រួលរាងធៀបដ៏ធំនៅក្នុង edge beam មានតម្លៃអប្បបរមា ហើយវាអាចធ្វើឱ្យមានកុងត្រាំងធំនៅក្នុង shell rim ។

ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់តម្រូវការរបស់ ring beam ប្រែក្នុងត្រាំងគឺ

$$A_c = bh = \frac{P_i}{f_c} = \frac{204,620}{800} = 256 \text{ in.}^2$$

សាកល្បង $b = 14\text{in.}$ និង $h = 20\text{in.}$ ។ នោះ $A_c = 280\text{in.}^2$ ។ ដោយជំនួសវាទៅក្នុងសមីការ 11.72 យើងបាន

$$P = \frac{280}{3.0} \left[-\frac{1}{12} \times 1,269 - 0.2(-2,991) \right] + \frac{125}{2} (-2,991 \times 0.81)$$

$$= -5,217 - 151,419 = -156,636\text{lb} / \text{ft}$$

ប្រើ $P_i = \frac{156,636}{0.74} = 211,671\text{lb}(717\text{kN})$

ពីលើកម្មន $f_{pi} = 0.7 f_{pu} = 175,000\text{psi}$

ដូចនេះ $A_{ps} = \frac{P_i}{f_{pi}} = \frac{211,671}{175,000} = 1.21\text{in.}^2 (7.56\text{cm}^2)$

សាកល្បង 7-wire 250K strand អង្កត់ផ្ចិត $1/2\text{in.}(12.7\text{mm})$ យើងទទួលបាន

$$A_{ps} / \text{strand} = 0.144\text{in.}^2$$

ហើយចំនួនរបស់ strand $= \frac{1.21}{0.144} = 8.4$

ប្រសិនបើកំហាតប្រែក្នុងត្រាំងធំជាង 26% បន្តិចបន្តួច គេអាចយក strand ចំនួន 9 ។ ដូចនេះ ប្រើ 7-wire strand អង្កត់ផ្ចិត $1/2\text{in.}$ ចំនួន 9 ដើម្បីធ្វើប្រែក្នុងត្រាំងលើ edge ring beam ។

ត្រួតពិនិត្យក្នុងត្រាំងបេតុងនៅក្នុងមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ $t = 3\text{in.}$ របស់ shell rim

កម្លាំងសង្កត់ meridional $N_\phi = -2,991\text{lb} / \text{ft}$ ហើយក្នុងត្រាំងសង្កត់ $f_c = 2,991/(12 \times 3) = 83\text{psi}$ ប៉ុណ្ណោះ

ដូចនេះវាគ្រប់គ្រាន់ ។ ការលំអិតពីទម្ររបស់ edge ring beam និងដំបូងរាងកោងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៣២ ។ ចំណាំថា ring beam ត្រូវបានទ្រនៅលើ neoprene pad ដែលអាចឱ្យវារអិលបាន ។ គំហើញ និង មុខកាត់គំរូរបស់អាងប្រែក្នុងត្រាំងរាងមូល ជាមួយដំបូងរាងកោងត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១១.៣៣ ។

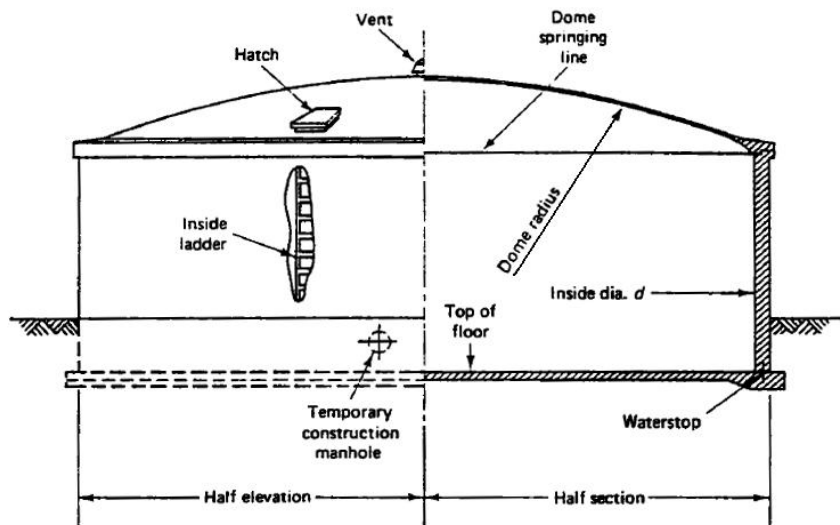


Figure 11.33 Typical elevation and section of a domed prestressed concrete circular tank.

ចំណេញ

១១.១. ដោះស្រាយឧទាហរណ៍ ១១.៣ ប្រសិនបើអង្កត់ផ្ចិតអាងទឹកស្មើនឹង $120\text{ ft}(36.6\text{ m})$ និងកម្ពស់ទឹកស្មើនឹង $30\text{ ft}(9.1\text{ m})$ ។ សន្មតថាកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុបគឺ 20% និងប្រើ rise-span ratio $h'/d = 1/10$ សម្រាប់ដំបូងកោង ដោយសន្មតថាមុំដំបូងពាក់កណ្តាលគឺ $\phi = 45^\circ$ ។

១១.២. អាងបេតុងប្រែក្នុងត្រាំងរាងមូលមានអង្កត់ផ្ចិតខាងក្នុង $d = 85\text{ ft}(26\text{ m})$ ហើយអាចស្តុកទឹកដល់កម្ពស់ $H = 22\text{ ft}(6.7\text{ m})$ ។ កំណត់ ring force តាមទិសដេកអតិបរមា និងម៉ូម៉ង់បញ្ឈរ ហើយសិក្សាគណនាដែកប្រែក្នុងត្រាំងទាំងទិសដេក និងទិសបញ្ឈរ ។ ដូចគ្នា សិក្សាគណនាដំបូងកោងសម្រាប់អាងដោយសន្មត rise-span ratio $h'/d = 1/8$ ហើយមុំដំបូងពាក់កណ្តាល $\phi = 30^\circ$ ។ ដោះស្រាយសម្រាប់ (a) ទម្រង់សន្លាក់ (b) ទម្រង់បង្កប់ដោយផ្នែក (c) បាតជញ្ជាំងរាងរាង និងសិក្សាគណនាដែកប្រែក្នុងត្រាំងសម្រាប់លក្ខខណ្ឌដែកវណ្ណ និងដែកប្រែក្នុងត្រាំង ។ គេឱ្យ៖

$$f'_c = 6,000\text{ psi}(41.4\text{ MPa}), \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f'_{ci} = 4,250\text{ psi}(29.3\text{ MPa})$$

$$f_t \leq 3\sqrt{f'_c} = 230\text{ psi}(1.59\text{ MPa})$$

$$f_c = 0.45 f'_c = 2,700\text{ psi}(18.6\text{ MPa})$$

$$f_{cv} = 250\text{ psi}(1.72\text{ MPa}) \text{ ក្នុងត្រាំងសង្កត់ដែលនៅសល់}$$

$$f_{pu} \text{ សម្រាប់កាបប្រែក្នុងត្រាំង (wire) និងដែកប្រែក្នុងត្រាំង (strand ឬ tendon)}$$

$$= 250,000\text{ psi}(1,724\text{ MPa})$$

$$f_{pi} = 0.7 f_{pu} = 175,000\text{ psi}(1,207\text{ MPa})$$

$$\text{អាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកព្រីល } w_L = 20\text{ lb/ft}^2(985\text{ Pa})$$

ដោយសន្មតកំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុប 20% ។

XII. ការសិក្សាគណនាស្ថានបេតុងស្តង់ដារ AASTHO និង LRFD LRFD and Standard AASTHO Design of Concrete Bridges

១២.១. សេចក្តីផ្តើម: សុវត្ថិភាព និងទំនុកចិត្ត

Introduction: Safety and Reliability

ដូចបានរៀបរាប់នៅក្នុងកថាខណ្ឌ 4.10.1, Load-resistance factor design method (LRFD) ជាវិធីមួយដែលឈរលើទំនុកចិត្ត សម្រាប់វាយតម្លៃការសិក្សាគណនាដោយប្រើមេគុណដែលឈរលើប្រូបាប៊ីលីតេ ។ វិធីនេះមានបំណងសម្រាប់កំណត់សមាមាត្រមុខកាត់របស់គ្រឿងបង្កើនដោយឈរលើប្រភេទបន្ទុក ដោយធ្វើយ៉ាងណាឱ្យស៊ីសង្កេតទប់ទល់ធំជាងបន្ទុកមេគុណ ឬម៉ូម៉ង់មេគុណ ។

រូបទី ១២.១ (a) និង (b) ក៏ដូចនៅក្នុងរូបទី ៤.៣៦ នៃជំពូក ៤ បង្ហាញពីដ្យាក្រាមនៃការបែងចែក frequency ដាច់ដោយឡែកពីគ្នានៃបន្ទុកជាក់ស្តែង W និងស៊ីសង្កេត R ជាមួយនឹងតម្លៃមធ្យម (mean) R ។ រូបទី ១២.១ (c) បង្ហាញពីការប្តូរចូលគ្នានៃការបែងចែកទាំងពីរ ហើយខ្សែកោងទាំងពីរកាត់គ្នាត្រង់ចំណុច C ។

គេអាចរំពឹងថាគ្រឿងបង្កើនមាន សុវត្ថិភាព និងអាចទុកចិត្តបាន ប្រសិនបើបន្ទុក W ស្ថិតនៅខាងឆ្វេងចំណុចប្រសព្វ C នៅលើខ្សែកោងស៊ីសង្កេត ។ ផ្ទុយមកវិញ គេរំពឹងថាគ្រឿងបង្កើននឹងបាក់ ប្រសិនបើបន្ទុកនៅលើខ្សែកោងស៊ីសង្កេតស្ថិតនៅក្នុងផ្ទៃឆ្វេង នៅក្នុងរូបទី ១២.១ (c) ។ ប្រសិនបើ β ជាសន្ទស្សន៍សុវត្ថិភាព នោះ

$$\bar{\beta} = \frac{\bar{R} - \bar{W}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_W^2}} \quad (12.1)$$

ដែល σ_R និង σ_W ជា standard deviation របស់ស៊ីសង្កេត និងបន្ទុក រៀងគ្នា ។

ការបន្សុំបន្ទុកផ្សេងគ្នានៅក្នុងសមីការ 4.29 (ជំពូក ៤) គឺឈរលើភាពខុសគ្នាដ៏សមរម្យរវាង R និង W ដែលពិចារណានូវលក្ខណៈសេដ្ឋកិច្ច ។

ដូចនេះ ទំនុកចិត្តនៃការធ្វើការរបស់គ្រឿងបង្កើនដែលប្រកបដោយសុវត្ថិភាពត្រូវបានគ្រប់គ្រងដោយការពិចារណារវាងទំនាក់ទំនងបន្ទុក និងស៊ីសង្កេតដោយប្រើមេគុណបន្ទុក និងមេគុណស៊ីសង្កេតនៅក្នុងការសិក្សាគណនា ។

វិធី LRFD របស់ AASTHO មានបំណងអភិវឌ្ឍទំនាក់ទំនងរវាងបន្ទុក និងស៊ីសង្កេត នូវសមីការសម្រាប់កំហូចទ្រង់ទ្រាយ និងបន្ទុក និងមេគុណស៊ីសង្កេតកែតម្រូវ ϕ ពីមេគុណស៊ីសង្កេតដែលប្រើដោយ ACI 318 ។ មេគុណ ϕ របស់ LRFD ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ១២.១ (a) ។

មេរៀននេះនឹងបង្ហាញពីការប្រើប្រាស់សមីការរបស់ LRFD ដែលមានលក្ខណៈខុសគ្នាពីសមីការរបស់ standard AASTHO និង ACI 318 ។ ហើយសមីការដែលបានប្រើនៅក្នុងជំពូក ៣, ៤ និង៥ នឹងគោលការណ៍របស់វាក៏ត្រូវបានយកមកអនុវត្ត ។ ដូចនេះនិស្សិត និងវិស្វករនឹងយល់ពីប្រើប្រាស់សមីការទាំងនេះយ៉ាងស្រួល ។

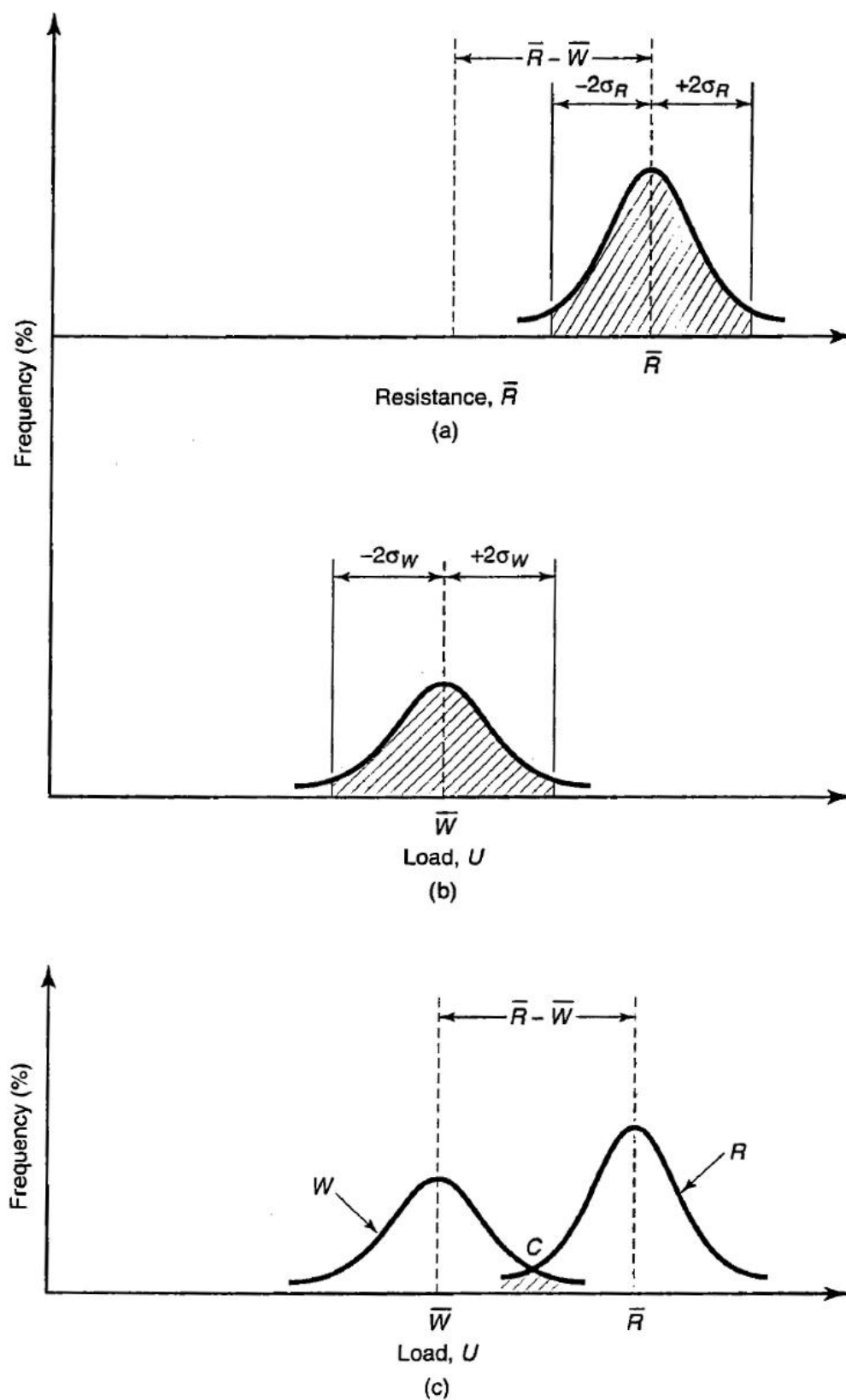


Figure 12.1 Frequency Distribution of Load vs. Resistance

Table 12.1(a) LRFD Resistance Factors ϕ

	ϕ
Flexure and tension of reinforced concrete	0.90
Flexure and tension in prestressed concrete	1.00
Shear and torsion:	
normal density concrete	0.90
low-density concrete	0.70
Axial compression with spirals of ties	0.75
Bearing on concrete	0.70
Compression in strut and tie models	0.70
Compression in anchorage zones:	
normal density concrete	0.80
low-density concrete	0.65
Tension in steel in anchorage zones	1.00
For partially prestressed components in flexure with or without tension, where $PPR = A_{ps}f_{py}/(A_{ps}f_{py} + A_s f_y)$	$0.90 + 0.10(PPR)$

១២.២. លក្ខណៈបច្ចេកទេសនៃបន្ទុកថយន្តរបស់ LRFD និង AASTHO Standard (LFD) AASTHO Standard (LFD) and LRFD Truck Load Specification

ការសិក្សាគណនាពីអង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំងរបស់ស្ពានត្រូវបានធ្វើឡើងដោយគោរពទៅតាម AASTHO (American Association of Highway and Transportation Officials) ។ ក្នុងការសិក្សាគណនាគ្រឿងបង្គំផ្នែកខាងលើ (superstructure) របស់ស្ពាន គេត្រូវជ្រើសរើស និងដាក់ផ្លូវចរាចរណ៍ (traffic lane) និងបន្ទុកយ៉ាងណាដែលធ្វើឱ្យមានកុងត្រាំងអតិបរមានៅក្នុងអង្កត់គ្រឿងបង្គំ ។

ការដាក់បន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍នៅលើស្ពានត្រូវមាន standard truck ឬ lane load ដែលសមមូលទៅនឹង truck trains ។ សម្រាប់ស្ពានរថភ្លើង (railway bridge), តម្រូវការត្រូវបានកំណត់ដោយ AREA (American Railway Engineering Association) ។ ជាទូទៅ តម្រូវការសម្រាប់កំណត់សមាមាត្រមុខកាត់គ្រឿងបង្គំរបស់អង្កត់ទម្រង់ អនុវត្តតាមបទដ្ឋាន ACI និង PCI ។

១២.២.១. បន្ទុក (Load)

ការដាក់បន្ទុក highway មានចំណាត់ថ្នាក់បទដ្ឋាន ៤ គឺ: H20, H15, Hs20 និង HS15 ។ ការដាក់បន្ទុក

HS15 គឺស្មើនឹង 75% នៃការដាក់បន្ទុក HS20 ។ ប្រសិនបើមានការដាក់បន្ទុកផ្សេងក្រៅពីនេះ គេត្រូវធ្វើការកែតម្រូវទម្ងន់សម្រាប់ standard truck និង land load ដែលត្រូវផ្អាកតាមលក្ខណៈសមាមាត្រ ។ គេសិក្សាគណនាស្ថាន Highway សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក HS20-44 ឬការដាក់បន្ទុកដែលមានភ្លើងរថយន្ត (axles) ពីរដែលមានគំលាតពីគ្នា 14 ft ហើយ axle នីមួយៗមានទម្ងន់ 24,000/lb ដោយគេត្រូវដាក់បន្ទុកយ៉ាងណាដើម្បីទទួលបានកុងត្រាំងធំ ។

រូបទី ១២.២ បង្ហាញពីបន្ទុក standard H Truck ហើយរូបទី ១២.៣ បង្ហាញពីបន្ទុក standard HS truck ជាមួយនឹងគំលាតកង់រថយន្ត និងការបែងចែកបន្ទុក ។ រូបទី ១២.៤ បង្ហាញពី lane load សមមូលសម្រាប់ H 20-44, HS 20-44, H 15-44 និង HS 15-44 ។ រូបទី ១២.៥ បង្ហាញពីប្រព័ន្ធកម្រាលស្ថានផ្សេងៗដែលគេប្រើជា ទូទៅ ។

- (i) **ឥទ្ធិពលទង្គិច (impact):** បន្ទុកចល័ត (movable load) ទាមទារនូវការអនុញ្ញាតភាពទង្គិច ដែលជាផ្នែកមួយរបស់បន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ ។ គេអាចកំណត់វាបានតាម standard AASTHO (LFD)

$$I = \frac{50}{L + 125} \leq 30\% \quad (12.2)$$

ដែល I = ភាគរយឥទ្ធិពលទង្គិច (impact fraction)

L = ប្រវែងគិតជា feet របស់ចំណែកនៃល្វែងដែលការដាក់បន្ទុកធ្វើឱ្យមានកុងត្រាំងអតិបរមានៅក្នុងអង្គត់នោះ ។

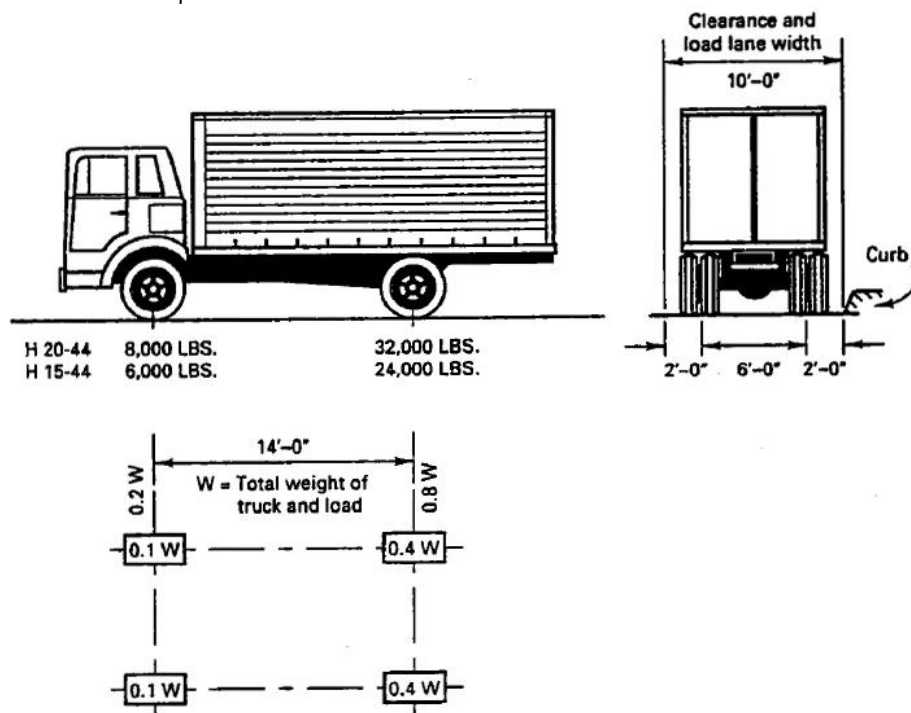


Figure 12.2 Wheel loads and geometry for H trucks

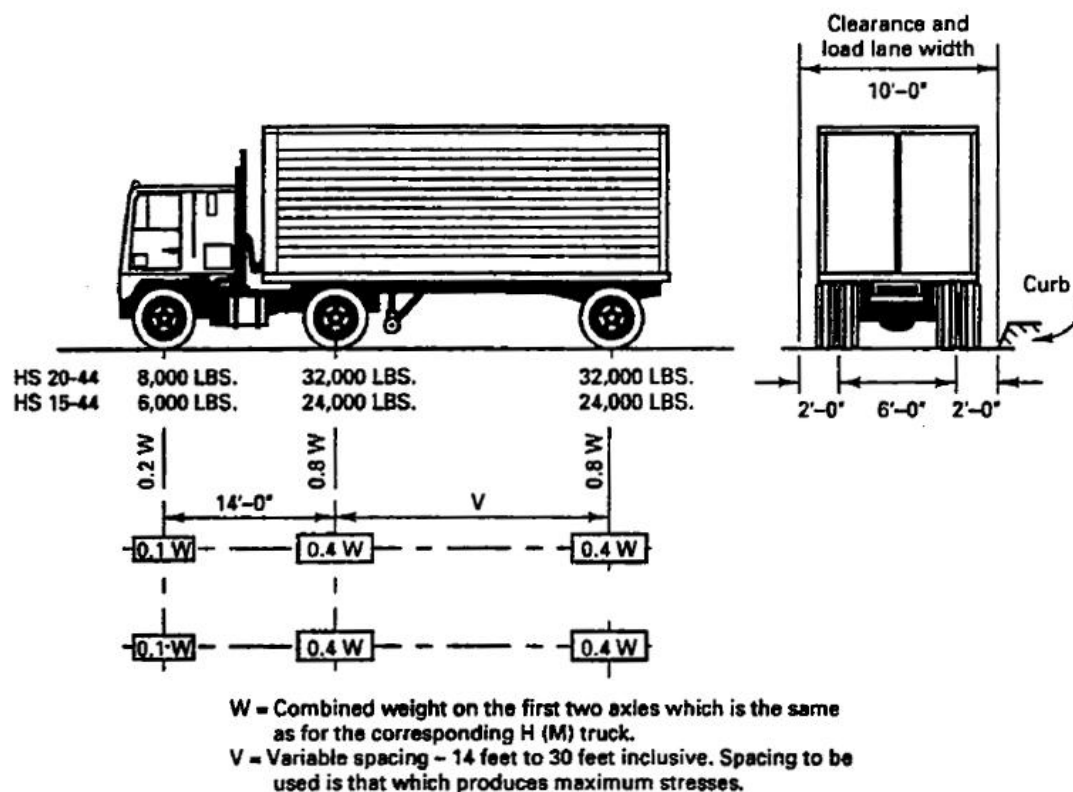


Figure 12.3 Wheel loads and geometry for HS trucks

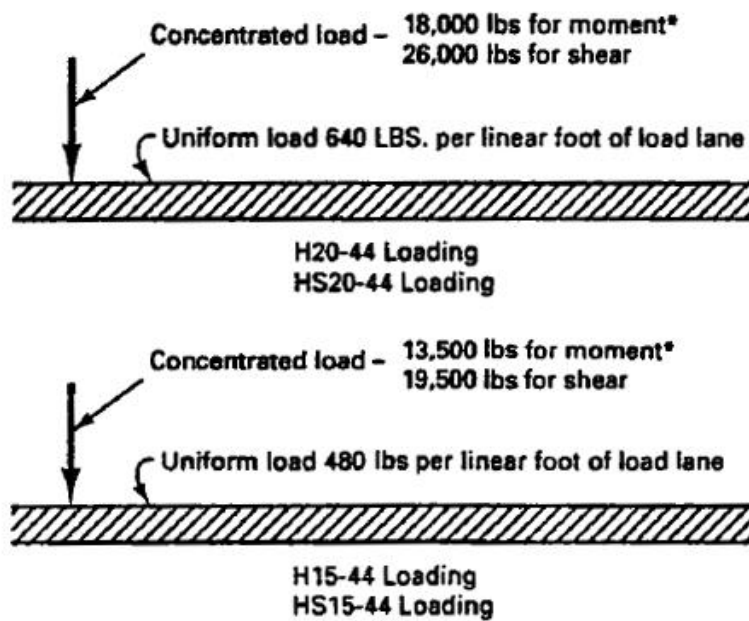


Figure 12.4 Equivalent lane loading for H and HS trucks

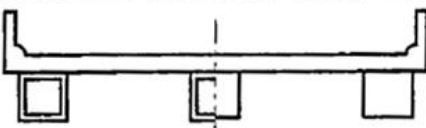
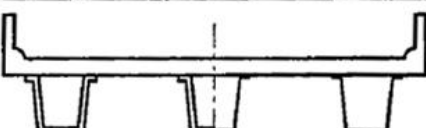
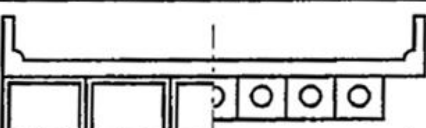
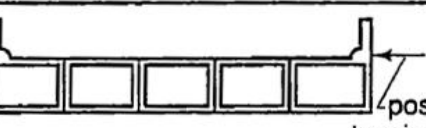
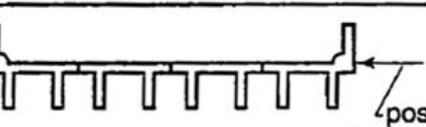
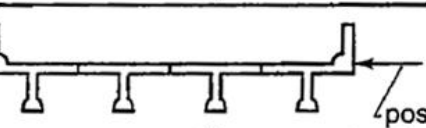
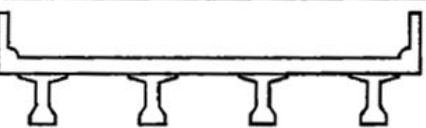
SUPPORTING COMPONENTS	TYPE OF DECK	TYPICAL CROSS-SECTION
Closed Steel or Precast Concrete Boxes	Cast-in-place concrete slab	 (b)
Open Steel or Precast Concrete Boxes	Cast-in-place concrete slab, precast concrete deck slab	 (c)
Precast Solid, Voided or Cellular Concrete Boxes with Shear Keys	Cast-in-place concrete overlay	 (f)
Precast Solid, Voided or Cellular Concrete Box with Shear Keys and with or without Transverse Post-Tensioning	Integral concrete	 (g) post tension
Precast Concrete Channel Sections with Shear Keys	Cast-in-place concrete overlay	 (h)
Precast Concrete Double Tee Section with Shear Keys and with or without Transverse Post-Tensioning	Integral concrete	 (i) post tension
Precast Concrete Tee Section with Shear Keys and with or without Transverse Post-Tensioning	Integral concrete	 (j) post tension
Precast Concrete I or Bulb-Tee Sections	Cast-in-place concrete, precast concrete	 (k)

Figure 12.5 Cross sections of Typical Bridge Deck Structures (Ref. 12.11)

ប្រវែងដាក់បន្ទុក L សម្រាប់អង្កត់ទទឹង (transverse member) ដូចជាផ្ទាំងមកម្រាល (floor beam) ជាប្រវែងរបស់អង្កត់ដែលគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ។

(ii) **កម្លាំងតាមទិសបណ្តោយ (Longitudinal Forces):** គេត្រូវដាក់នូវកម្លាំងតាមបណ្តោយស្មើនឹង 5% នៃបន្ទុកអថេរនៅគ្រប់ lane ទាំងអស់ដែលទ្រទ្រង់រាងក្នុងទិសដៅដូចគ្នា ។ ផ្ទៃបន្ទុក ដែលគ្មានឥទ្ធិពលទង្គិចត្រូវមានលក្ខណៈដូចខាងក្រោម:

land load + បន្ទុកចំណុច ត្រូវបានដាក់នៅលើល្វែងយ៉ាងណាដើម្បីបង្កើតក្នុងត្រាំងអតិបរមា ។
បន្ទុកចំណុច និងបន្ទុកពង្រាយត្រូវបានពិចារណាពង្រាយស្មើលើទទឹង 10 ft នៅលើខ្សែដែលកែងទៅនឹងអ័ក្សរបស់ land ។ គេសន្មត់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ longitudinal force មានទីតាំងនៅត្រង់ 6 ft ពីលើកម្រាល ។

គេអនុវត្តមេគុណកាត់បន្ថយនៅពេល traffic lane ជាច្រើនត្រូវបានដាក់បន្ទុកក្នុងពេលជាមួយគ្នា ដូចនៅក្នុងផ្នែក (iv) ខាងក្រោម ។

(iii) **កម្លាំងចាកផ្ចិតដេក (Centrifugal Horizontal Force):** កម្លាំងនេះកើតពីចលនារបស់រថយន្តនៅលើខ្សែកោង ។ គេកំណត់វាជាភាគរយរបស់បន្ទុកអថេរ ដោយគ្មានឥទ្ធិពលទង្គិច ដូចខាងក្រោម:

$$C = 0.00117S^2D = \frac{6.68S^2}{R} \quad (12.3)$$

ដែល C = កម្លាំងចាកផ្ចិតគិតជាភាគរយរបស់បន្ទុកអថេរដែលគ្មានឥទ្ធិពលទង្គិច

S = ល្បឿនគណនា (design speed) គិតជា miles ក្នុងមួយម៉ោង

D = ជីក្រេរបស់កំណោង

R = កាំរបស់ខ្សែកោង គិតជា ft

(iv) **ការកាត់បន្ថយអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុក (Reduction in Load Intensity):** នៅពេលដែលក្នុងត្រាំងអតិបរមាត្រូវបានបង្កើតឡើងដោយការដាក់បន្ទុកនៅលើ traffic lanes ជាច្រើនក្នុងពេលជាមួយគ្នា គេត្រូវធ្វើការកាត់បន្ថយអាំងតង់ស៊ីតេបន្ទុកដូចខាងក្រោម:

	ភាគរយ
មួយ ឬពីរ lane	100
បី lane	90
បួន lane ឬច្រើនជាងនេះ	75

១២.២.២. ការបែងចែកបន្ទុកកង់នៅលើកម្រាលស្ពាន: លក្ខណៈបច្ចេកទេសស្តង់ដារ AASTHO Wheel Load Distribution on Bridge Decks: Standard AASHTO Specifications (LFD)

(i) **កម្លាំងកាត់ (Shear):** មិនមានការបែងចែកបន្ទុកកង់ (wheel load) តាមទិសបណ្តោយសម្រាប់ wheel load ឬ axle load នៅខាងចុង នៅពេលគណនាកម្លាំងកាត់ខាងចុង និងប្រតិកម្មនៅក្នុងផ្ទៃទទឹង (transverse beam) ឬផ្ទៃបណ្តោយ (longitudinal beam) ។

(ii) **ម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោល: ផ្ទៃបណ្តោយ (Bending moment: longitudinal beam)**

ក្នុងការគណនាម៉ូម៉ង់បង្គោលនៅក្នុង longitudinal beam ឬ stringer គេមិនអនុញ្ញាតឱ្យមានការពង្រាយបន្ទុកកង់តាមទិសបណ្តោយទេ ។ សម្រាប់អង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំង ក្នុងករណី stringer ខាងក្នុង ម៉ូម៉ង់ពត់បន្ទុកអថេរសម្រាប់ stringer នីមួយៗត្រូវបានកំណត់ដោយអនុវត្តចំណែកនៃ wheel load ទៅលើ stringer ដូចខាងក្រោម

	Bridge designed for one traffic lane	Bridge designed for two or more traffic lanes
Prestressed concrete girders	$S/7.0$ if $S > 6 \text{ ft.}^*$	$S/5.5$ if $S > 10.0^*$
Non-attached Concrete Box girders	$S/8.0$ if $S > 12 \text{ ft.}^*$	$S/7.0$ if $S > 16 \text{ ft.}^*$

*If S exceeds denominator, the load on the beam should be the reaction of the wheel loads assuming the flooring between beams to act as a simple beam.

S = spacing of floor beams in feet.

(iii) **Side by Side Precast Beams in Multi-Beam Decks**

ស្ពានពហុផ្ទៃ (multi-beam bridge) ត្រូវបានសាងសង់ឡើងជាមួយនឹងផ្ទៃបេតុងអារម៉េ ឬផ្ទៃបេតុងប្រកុងត្រាំងចាក់ស្រាប់ដែលដាក់ក្បែរគ្នាលើទម្រ ។ អន្តរកម្ម (interaction) រវាងផ្ទៃត្រូវបានបង្កើតឡើងដោយ continuous longitudinal shear key ដែលប្រើរួមជាមួយនឹង transverse tie ដែលអាចរងឬមិនរងប្រកុងត្រាំង ដូចជាប៊ូឡុង រចនាសម្ព័ន្ធ ឬកាបប្រកុងត្រាំង ឬក៏មធ្យោបាយមេកានិចផ្សេងទៀត ។ គេត្រូវការ Full-depth rigid end diaphragm ដើម្បីធានាការពង្រាយបន្ទុកឱ្យសម្រាប់ផ្ទៃម្សៅរាង channel, single-stemmed tee beam និង multi-stemmed tee beam ។

ក្នុងការកំណត់ម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោលនៅក្នុងស្ពានបេតុងពហុផ្ទៃចាក់ស្រាប់ (បេតុងអារម៉េ ឬប្រកុងត្រាំង) គេសន្មតថាមិនមានការពង្រាយបន្ទុកកង់តាមទិសបណ្តោយទេ ។ ម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោលបន្ទុកអថេរសម្រាប់មុខកាត់នីមួយៗត្រូវបានកំណត់ដោយអនុវត្តចំណែកនៃ wheel load (ទាំងមុខ និងក្រោយ) ដែល កំណត់ដោយសមីការខាងក្រោមទៅលើផ្ទៃ

$$\text{Load Fraction} = \frac{S}{D}$$

ដែល S = ទទឹងរបស់អង្កត់ចាក់ស្រាប់

$$D = (5.75 - 0.5N_L) + 0.7N_L(1 - 0.2C)^2 \quad \text{នៅពេលដែល } C \leq 5$$

$$D = (5.75 - 0.5N_L) \quad \text{នៅពេលដែល } C > 5$$

N_L = ចំនួន traffic lane

$$C = K(W / L)$$

ដែល W = ទទឹងទាំងមូលរបស់ស្ពានដែលវាស់កែងទៅនឹងរឹតបណ្តោយ

L = ប្រវែងល្វែងដែលវាស់ស្របទៅនឹងរឹតបណ្តោយ ។ សម្រាប់រឹតដែលមាន end diaphragm ចាក់នៅនឹងកន្លែង យកប្រវែងចន្លោះ end diaphragms

$$K = [(1 + \mu)I / J]^{1/2}$$

ប្រសិនបើតម្លៃរបស់ $\sqrt{I / J}$ ធំជាង 5.0 ការពង្រាយបន្ទុកត្រូវបានកំណត់ដោយប្រើវិធីដែលសុក្រិតជាង ដូចជា Articulated Plate Theory ឬ Grillage Analysis ។

ដែល I = ម៉ូម៉ង់និចលភាព

J = ថេរមូល Saint-Venant

μ = ផលធៀបពីរស៊ីងរបស់រឹត

សម្រាប់វិធីដែលកាត់តែសុក្រិត គេកំណត់តម្លៃរបស់ J ដោយប្រើសមីការខាងក្រោម

សម្រាប់ធ្នឹមចតុកោណដែលគ្មានប្រហោង, ធ្នឹមអក្សរ C, ធ្នឹម Tee

$$J = \sum \left\{ (1/3)bt^3(1 - 0.630t/b) \right\}$$

ដែល b = ប្រវែងរបស់ធាតុបង្កើតចតុកោណនីមួយៗដែលមាននៅក្នុងមុខកាត់

t = កម្រាស់របស់ធាតុបង្កើតចតុកោណនីមួយៗដែលមាននៅក្នុងមុខកាត់

ស្នាប និងជើងរបស់មុខកាត់ដែលមានជើង ឬមុខកាត់អក្សរ C ត្រូវបានគិតជាធាតុបង្កើតចតុកោណដាច់ដោយឡែកដែលតម្លៃរបស់វាត្រូវបានបូកបញ្ចូលគ្នាដើម្បីគណនា J ។ ចំណាំថា សម្រាប់ធ្នឹមចតុកោណដែលមានប្រហោងមូល តម្លៃរបស់ J អាចគិតជាតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលដោយប្រើសមីការខាងលើសម្រាប់មុខកាត់ចតុកោណ និងដោយមិនគិតប្រហោង ។

សម្រាប់ធ្នឹមមុខកាត់ប្រអប់:

$$J = \frac{2tt_f(b-t)^2(d-t_f)^2}{bt + dt_f - t^2 - t_f^2}$$

ដែល b = ទទឹងសរុបរបស់ប្រអប់

d = កម្ពស់សរុបរបស់ប្រអប់

t = កម្រាស់របស់ទ្រនុងទាំងសង្វាង

t_f = កម្រាស់របស់ស្លាបទាំងពីរ

រូបមន្តសន្មត់ថាស្លាបទាំងពីរមានកម្រាស់ស្មើគ្នា ហើយគេប្រើកម្រាស់របស់ស្លាបតែមួយទេ។ ដូចគ្នាសម្រាប់ទ្រនុង។

សម្រាប់ការសិក្សាគណនាបឋម គេអាចប្រើតម្លៃរបស់ K ខាងក្រោម៖

Bridge type	Beam Type	K
Multi-beam	Non-voided rectangular beams	0.7
	Rectangular beams with circular voids	0.8
	Box section beams	1.0
	Channel, single- and multi-stemmed tee beams	2.2

(iv) ក្នុងត្រាំងនៅក្នុងបេតុង (Stresses in Concrete)

ករណី I: បន្ទុកទាំងអស់ដោយរួមបញ្ចូលទាំងប្រកុងត្រាំង $(D + L + P/S)$

$$f_c = 0.6 f'_c$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c}$$

ករណី II: ប្រកុងត្រាំង + បន្ទុកថេរទាំងអស់ $(D + P/S)$

$$f_c = 0.4 f'_c$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c}$$

ករណី III: $\frac{1}{2}(\text{ប្រកុងត្រាំង} + \text{បន្ទុកថេរ}) + \text{បន្ទុកអថេរ}$ $[0.5(D + P/S) + L]$

$$f_c = 0.4 f'_c$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c}$$

១២.២.៣. ម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោលនៅក្នុងកម្រាលស្ពាន៖ លក្ខណៈបច្ចេកទេសស្តង់ដារ AASTHO (LFD)

Bending Moments in Bridge Decks Slabs: Standard AASHTO Specifications (LFD)

ការគណនាម៉ូម៉ង់ពត់មានពីរប្រភេទ៖ ប្រភេទ A និងប្រភេទ B សម្រាប់ដៃកពង្រឹងដែលកែង និងស្របទៅនឹងចរាចរណ៍ រៀងគ្នា។

S = ប្រវែងល្វែងប្រសិទ្ធភាព

E = ទទឹងរបស់កម្រាលដែលគេបែងចែក wheel load ពីលើវា

P = បន្ទុកនៅលើកងខាងក្រោយមួយរបស់ truck (P_{15} ឬ P_{20})

$P_{15} = 12,000lb$ សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក HS 15

$P_{20} = 16,000lb$ សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក HS 20

(a) ករណី A - ដែកមេកែងទៅនឹងចរាចរណ៍ (ល្វែងដែលមានប្រវែងពី 2 ទៅ 24 ft)

គេកំណត់ម៉ូម៉ង់បន្ទុកអថេរសម្រាប់ល្វែងសាមញ្ញតាមសមីការខាងក្រោម

សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក H 20

$$M_L = \left(\frac{S + 2}{32} \right) P_{20} \quad (12.4a)$$

សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក H 15

$$M_L = \left(\frac{S + 2}{32} \right) P_{15} \quad (12.4b)$$

ដែល M_L គិតជា $ft-lb / ft$ នៃទទឹងកម្រាល

សម្រាប់កម្រាលដែលជាប់លើទម្រង់ ឬច្រើនជាងនេះ គេត្រូវអនុវត្តមេគុណនៃភាពជាប់

0.80 ទៅលើ សមីការ 12.4 (a) និង 12.4 (b) ។

(b) ករណី B - ដែកមេស្របទៅនឹងចរាចរណ៍

សម្រាប់ wheel load ទទឹងបែងចែក E គួរស្មើនឹង $= 4 + 0.06S \leq 7.0 ft$ ។ Lane loads ត្រូវបាន

ពង្រាយលើទទឹង $2E$ ដូចខាងក្រោម:

សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក H 20

$$S \leq 50 ft : \quad M_L = 900S \quad (12.4c)$$

$$S = 50 - 100 ft : \quad M_L = 1000S \quad 992 \text{ ទៅ } 1000$$

ដែល M_L គិតជា $ft-lb$

សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក H 15 កាត់បន្ថយ 25% ពីតម្លៃនៅក្នុងសមីការ 12.4 (c) និង 12.4(d) ។

១២.២.៤. បន្ទុកខ្យល់ (Wind Loads)

ដោយគិតបញ្ចូលបន្ទុកខ្យល់ ផ្ទៃប្រឈមស្មើនឹងផលបូកនៃផ្ទៃរបស់អង្គតំទាំងអស់ដោយរួមបញ្ចូលទាំងប្រព័ន្ធកម្រាល និងបង្គោល ដូចឃើញនៅក្នុងកម្រិតនិរ្និ 90° ទៅនឹងអ័ក្សបណ្តោយរបស់គ្រឿងបង្ក ។

ការសិក្សាគណនា គួរផ្អែកលើល្បឿនខ្យល់ $V = 100 \text{ mph} (160 \text{ km/h})$ ។ ក្រឡាផ្ទៃរាងសម្ពាធត្រូវបានកាត់ដូចរៀបរាប់នៅក្នុង AASTHO ។

១២.២.៥. កម្លាំងរញ្ជួយដី (Seismic Forces)

គេអាចប្រើទាំងវិធីកម្លាំងស្ថាទិចសមមូល (equivalent static force method) និង response spectrum method សម្រាប់ការសិក្សាគណនាគ្រឿងបង្កើនដែលអង្គត់ទម្រមានភាពរឹងក្រាញប្រហាក់ប្រហែលគ្នា។ ការលំអិតមាននៅក្នុង AASTHO ។ ការរៀបរាប់បន្ថែមសម្រាប់ earthquake response, fundamental period នៃរំញ័រ និង International Building Code (IBC 2000) ត្រូវបានរៀបរាប់នៅក្នុង Nawy. E.G., Reinforced Concrete ។

១២.២.៦. ការបន្សំបន្ទុក AASTHO LFD AASTHO LFD Load Combination

ការសិក្សាគណនាគួរគិតក្រុមនៃការបន្សំបន្ទុកបែបណាដើម្បីឱ្យបានលក្ខខណ្ឌក្នុងត្រាំងអតិបរមានៅក្នុងអង្គត់ដែលពិចារណា។ គេមានក្រុមនៃការដាក់បន្ទុកក្រោមលក្ខខណ្ឌបន្ទុកសេវាកម្ម៖

ក្រុម I:	$D + (L + I) + CF + E + B + SF$
ក្រុម II:	$D + E + B + SF + W$
ក្រុម III:	$D + (L + I) + CF + E + B + SF + W + WL + LF$
ក្រុម IV:	$D + (L + I) + CF + E + SF + (R + S + T)$
ក្រុម V:	$D + E + B + SF + W + (R + S + T)$
ក្រុម VI:	$D + (L + I) + CF + E + B + SF$
ក្រុម VII:	$D + E + B + SF + EQ$
ក្រុម VIII:	$D + (L + I) + CF + E + B + SF + ICE$
ក្រុម IX:	$D + E + B + SF + W + ICE$
ក្រុម X:	$D + (L + I) + E$

ដែល D = បន្ទុកថេរ

L = បន្ទុកអថេរ

I = បន្ទុកអថេរទង្គិច

E = សម្ពាធដី

B = ភាពអាចអណ្តែត (buoyancy)

W = បង្គុំខ្យល់នៅលើអាគារ

WL = បន្ទុកខ្យល់នៅលើបន្ទុកអថេរ $-100lb / ft$

LF = បន្ទុកបណ្តោយដែលបានពីបន្ទុកអថេរ

CF = កម្លាំងចាកផ្ចិត

R = ការរួញខ្លីរបស់ rib

S = ការរួមមាឌ

T = សីតុណ្ហភាព

EQ = កម្លាំងរញ្ជួយដី

SF = សម្ពាធរំហូររបស់ទឹក

ICE = សម្ពាធទឹកកក

សម្រាប់ load factor design គេត្រូវគុណប៉ារ៉ាម៉ែត្រលើកមុនជាមួយនឹងមេគុណបន្ទុកនៅក្នុងតារាង

១២.១(b) ។

សម្រាប់បន្ទុកមេគុណ តម្លៃក្រុមគឺ

$$\begin{aligned} \text{លេខក្រុម } (N) = & \gamma[\beta_D D + \beta_L (L + I) + \beta_C CF + \beta_E E + \beta_B B + \beta_S SF \\ & + \beta_W W + \beta_{WL} WL + \beta_L LF + \beta_R (R + S + T) \\ & + \beta_{EQ} EQ + \beta_{ICE} ICE] \end{aligned} \quad (12.5)$$

មេគុណបន្ទុកដែលត្រូវអនុវត្តទៅលើបន្ទុកគឺដូចខាងក្រោម៖

$\beta_E = 0.7$ សម្រាប់បន្ទុកបញ្ឈរនៅលើប្រអប់បេតុងអារម៉េ

= 1.0 សម្រាប់បន្ទុកខាង (lateral load) នៅលើប្រអប់បេតុងអារម៉េ

= 1.0 សម្រាប់បន្ទុកបញ្ឈរ និងបន្ទុកខាងនៅលើលូ (culvert) ដទៃទៀត

= 1.0 និង 0.5 សម្រាប់បន្ទុកខាងនៅលើគ្រោងរឹង (ត្រួតពិនិត្យការដាក់បន្ទុកដែលលុបសម្រាប់ក្រុមជាក់លាក់)

$\beta_E = 1.3$ សម្រាប់សម្ពាធខាងរបស់ដីនៅពេលត្រួតពិនិត្យម៉ូម៉ង់វិជ្ជមាននៅក្នុងគ្រោងរឹង (rigid frame) លូ ឬលូប្រអប់បេតុងអារម៉េ

$\beta_D = 0.75$ នៅពេលត្រួតពិនិត្យអង្កត់សម្រាប់បន្ទុកតាមអ័ក្សអប្បបរមា និងម៉ូម៉ង់អតិបរមា សម្រាប់ចំណាកផ្ចិតអតិបរមា សម្រាប់ការសិក្សាគណនាសសរ ។

= 1.0 នៅពេលត្រួតពិនិត្យសម្រាប់បន្ទុកតាមអ័ក្សអតិបរមា និងម៉ូម៉ង់អប្បបរមា

= 1.0 សម្រាប់អង្កត់រងការទាញ និងការពត់បង្គោល ។

តារាង ១២.១ (b) ឱ្យតម្លៃនៃមេគុណ β សម្រាប់ប៉ារ៉ាម៉ែត្របន្ទុកផ្សេងៗនៅក្នុងសមីការ 12.5 សម្រាប់សក្ខីភាពបច្ចេកទេស standard AASTHO ។

Table 12.1(b) β Coefficients for LOAD Group Parameters: Standard AASHTO Specifications (Ref. 12.2)

Col. No.	1	2	3	3A	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
β FACTORS															
GROUP	γ	D	$(L+I)_n$	$(L+I)_p$	CF	E	B	SF	W	WL	LF	R+S+T	EQ	ICE	%
SERVICE LOAD	I	1.0	1	1	0	1	β_E	1	1	0	0	0	0	0	100
	IA	1.0	1	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	150
	IB	1.0	1	0	1	1	β_E	1	1	0	0	0	0	0	**
	II	1.0	1	0	0	0	1	1	1	0	0	0	0	0	125
	III	1.0	1	1	0	1	β_E	1	1	0.3	1	1	0	0	125
	IV	1.0	1	1	0	1	β_E	1	1	0	0	0	1	0	125
	V	1.0	1	0	0	0	1	1	1	0	0	1	0	0	140
	VI	1.0	1	1	0	1	β_E	1	1	0.3	1	1	0	0	140
	VII	1.0	1	0	0	0	1	1	1	0	0	0	1	0	133
	VIII	1.0	1	1	0	1	1	1	1	0	0	0	0	1	140
	IX	1.0	1	0	0	0	1	1	1	1	0	0	0	1	150
	X	1.0	1	1	0	0	β_E	0	0	0	0	0	0	0	100
LOAD FACTOR DESIGN	I	1.3	β_D	1.67*	0	1.0	β_E	1	1	0	0	0	0	0	Not Applicable
	IA	1.3	β_D	2.20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
	IB	1.3	β_D	0	1	1.0	β_E	1	1	0	0	0	0	0	
	II	1.3	β_D	0	0	0	β_E	1	1	1	0	0	0	0	
	III	1.3	β_D	1	0	1	β_E	1	1	0.3	1	1	0	0	
	IV	1.3	β_D	1	0	1	β_E	1	1	0	0	0	1	0	
	V	1.25	β_D	0	0	0	β_E	1	1	1	0	0	1	0	
	VI	1.25	β_D	1	0	1	β_E	1	1	0.3	1	1	1	0	
	VII	1.3	β_D	0	0	0	β_E	1	1	0	0	0	0	1	
	VIII	1.3	β_D	1	0	1	β_E	1	1	0	0	0	0	1	
	IX	1.20	β_D	0	0	0	β_E	1	1	1	0	0	0	1	
	X	1.30	1	1.67	0	0	β_E	0	0	0	0	0	0	0	

$(L+I)_n$ - Live load plus impact for AASHTO Standard Highway H or HS loading

$(L+I)_p$ - Live load plus impact consistent with the overload criteria of the operation agency.

១២.២.៧. ការបន្សំបន្ទុក LRFD

LRFD Load Combinations

ការបន្សំបន្ទុកដោយប្រើសក្ខីភាពបច្ចេកទេស LRFD ខុសគ្នាពីសក្ខីភាពបច្ចេកទេស standard AASTHO ។
តារាងខាងក្រោម : ១២.២ ទៅដល់ ១២.៣ បង្ហាញពីបន្សំបន្ទុកតម្រូវការ ហើយតារាង ១២.៤ ដល់ ១២.៧

បង្ហាញ ពីសមីការកម្លាំងកាត់ និងសមីការម៉ូម៉ង់ដែលត្រូវប្រើនៅក្នុងការសិក្សាគណនា ។ ផ្នែក 12.1.1 បង្ហាញពីមេគុណស៊ីស្តង់ LRFD ϕ ដែលខុសគ្នាពីមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ standard AASTHO ϕ ។ គេត្រូវចំណាំថានៅក្នុងលក្ខណៈបច្ចេកទេស standard គេប្រើ lane load ឬ truck load ក្នុងការគណនាបន្ទុកអថេរ ។ លក្ខណៈបច្ចេកទេស LRFD ទាមទារឱ្យប្រើនូវបន្ទុករវាង lane load និង truck load ក្នុងការកំណត់បន្ទុកអថេរ ។

Table 12.2(a) LRFD Load Combinations and Load Factors

Load Combination	DC DD DW EH EV ES	LL IM CE BR PL LS EL	WA	WS	WL	FR	TU CR SH	TG	SE	Use One of These at a Time			
										EQ	IC	CT	CV
Limit State													
STRENGTH-I*	γ_P	1.75	1.00	-	-	1.00	0.50/1.20	γ_{TG}	γ_{SE}	-	-	-	-
STRENGTH-II	γ_P	1.35	1.00	-	-	1.00	0.50/1.20	γ_{TG}	γ_{SE}	-	-	-	-
STRENGTH-III	γ_P	-	1.00	1.40	-	1.00	0.50/1.20	γ_{TG}	γ_{SE}	-	-	-	-
STRENGTH-IV EH, EV, ES, DW DC ONLY	γ_P 1.5	-	1.00	-	-	1.00	0.50/1.20	-	-	-	-	-	-
STRENGTH-V	γ_P	1.35	1.00	1.00	0.40	1.00	0.50/1.20	γ_{TG}	γ_{SE}	-	-	-	-
EXTREME EVENT-I	γ_P	γ_{EQ}	1.00	-	-	1.00	-	-	-	1.00	-	-	-
EXTREME EVENT-II	γ_P	0.50	1.00	-	-	1.00	-	-	-	-	1.00	1.00	1.00
SERVICE-I	1.00	1.00	1.00	1.00	0.30	1.00	1.00/1.20	γ_{TG}	γ_{SE}	-	-	-	-
SERVICE-II	1.00	1.30	1.00	-	-	1.00	1.00/1.20	-	-	-	-	-	-
SERVICE-III	1.00	0.80	1.00	-	-	1.00	1.00/1.20	γ_{TG}	γ_{SE}	-	-	-	-
FATIGUE-LL, IM & CE ONLY	-	0.75	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

where: γ_P = Load factor for permanent loads

*For load combinations,
Maximum $Q = 1.25 DC + 1.50 DW + 1.75 (LL + IM)$
Minimum $Q = 0.90 DC + 0.65 DW + 1.75 (LL + IM)$

Permanent Loads

DD = downdrag
DC = dead load of structural components and nonstructural attachments
DW = dead load of wearing surfaces and utilities
EH = horizontal earth pressure load
ES = earth surcharge load
EV = vertical pressure from dead load of earth fill
EL = Locked-in erection stress
Q = Factored Load

Transient Loads

BR = vehicular braking force
CE = vehicular centrifugal force
CR = creep
CT = vehicular collision force
CV = vessel collision force
EQ = earthquake
FR = friction
IC = ice load
IM = vehicular dynamic load allowance
LL = vehicular live load
LS = live load surcharge
PL = pedestrian live load
SE = settlement
SH = shrinkage
TG = temperature gradient
TU = uniform temperature
WA = water load and stream pressure
WL = wind on live load
WS = snow load

Strength I: Basic load combination, no wind

Strength II: Load on bridge with owner-specified design, no wind

Strength III: Load includes wind

Strength IV: Very high ratio of dead to live load

Service I: Normal operational use load combinations with deflection and crack control

Service II: Load combinations with control of yielding of steel structures

Service III: Load combinations relating only to tension in prestressed concrete

Table 12.2(b) LRFD Permanent Loads

Type of Load	Load Factor	
	Maximum	Minimum
DC: Component and Attachments	1.25	0.90
DD: Downdrag	1.80	0.45
DW: Wearing surface and utilities	1.50	0.65
EH: Horizontal Earth Pressure		
Active	1.50	0.90
At-Rest	1.35	0.90
EL = Locked-in Earth Stresses	1.00	1.00
EV: Vertical Earth Pressure		
Overall Stability	1.50	0.90
Retaining Structure	1.35	1.00
Rigid Buried Structure	1.30	0.90
Rigid Frame	1.85	0.90
Flexible Buried Structure other than Metal Box Culvert	1.95	0.90
ES: Earth Surcharge	1.50	0.75

តម្លៃមេគុណរេស៊ីស្តង់ LRFD ϕ ត្រូវបានឱ្យនៅក្នុងតារាង ១២.១ (a) ។

គេអាចប្រើសមីការនៅក្នុងតារាង ១២.៤ និង ១២.៥ ដើម្បីគណនាម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោលអតិបរមា និងកម្លាំងកាត់អតិបរមាគ្រប់ចំណុចទាំងអស់ក្នុងមួយ lane សម្រាប់ HS 20 truck ជាមួយនឹងការកំណត់ដែលបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ។ គេយកតម្លៃដែលគណនាត្រឹមពាក់កណ្តាលដើម្បីទទួលបានកម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់ក្នុងខ្សែកង់ (line of wheel) ។

សមីការនៅក្នុងតារាងត្រូវបានកំណត់ត្រឹមល្វែងទម្រសាមញ្ញ និងមិនរួមបញ្ចូលឥទ្ធិពលទង្គិចទេ ។

គេអាចកំណត់ម៉ូម៉ង់ពត់អតិបរមា និងកម្លាំងកាត់អតិបរមាក្នុងមួយ lane នៅត្រង់ចំណុចណាមួយនៅលើល្វែងសម្រាប់ lane load 0.64 kip/ft ពីសមីការដែលសម្រួលហើយដូចខាងក្រោម៖

$$\text{កម្លាំងកាត់អតិបរមា} \quad V_{LL} = \frac{0.64}{2L} (L - x)^2 \quad (12.6a)$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់អតិបរមា} \quad M_{LL} = \frac{0.64(x)(L - x)}{2} \quad (12.6b)$$

ដែល x = ចម្ងាយពីទម្រខាងឆ្វេង

L = ល្វែងផ្ទឹម

LL = lane load

LEFD Specification ទាមទារឥទ្ធិពលទង្គិច (impact factor) ធំជាង standard specification ។ ហើយវាក៏ទាមទារនូវការពិចារណាពីស្ថានភាពកំណត់ fatigue ។ សម្រាប់ fatigue គេត្រូវពិចារណា truck load ពិសេស ។

វាផ្សំឡើងពី single design truck ដែលមានទម្ងន់ axle ដូចគ្នានឹងអ្វីដែលប្រើនៅក្នុងស្ថានភាពកំណត់ដទៃផ្សេងទៀត ប៉ុន្តែវាមានគំលាតថេរ 30 ft ចន្លោះ axle 32kips ។ តារាង ១២.៦ បង្ហាញពី impact factor IM សម្រាប់ប្រភេទស្ថានភាពកំណត់ផ្សេងៗ ។

តារាង ១២.៧ បង្ហាញពីសមីការសម្រាប់គណនាម៉ូម៉ង់ពត៌បរមាភ្នំក្នុងមួយ lane ដែលបណ្តាលពីការដាក់បន្ទុក HL-93 fatigue truck ។ គេត្រូវគុណតម្លៃដែលទទួលបានពីតារាងដោយមេគុណ 0.5 ដើម្បីទទួលបានតម្លៃក្នុងមួយខ្សែកង់រថយន្ត (line of wheel) ។

Table 12.3(a) Distribution of Live Load Per Lane for Shear in Interior Beams

Section	One Design Lane	Two or More Design Lanes
Concrete Box Beams in Multi-beam Decks	$\left(\frac{b}{130L}\right)^{0.15} \left(\frac{I}{J}\right)^{0.05}$	$\left(\frac{b}{156}\right)^{0.4} \left(\frac{b}{12L}\right)^{0.1} \left(\frac{I}{J}\right)^{0.05}$
Concrete Deck, I-, T- and Double-T Sections	$0.36 + \left(\frac{s}{25.0}\right)$	$0.20 + \left(\frac{s}{12}\right) - \left(\frac{s}{36}\right)^2$

1. Ranges for b, d, L, s, S, t_s , K_g are given in Ref. 12.3.
2. For exterior beams, see Ref. 12.3, Section 4.6.2

Table 12.3(b) Distribution of Live Load Per Lane For Moment in Interior Beams

Section	One Design Lane	Two or More Design Lanes
Concrete Box Beams in Multi-beam Decks	$k \left(\frac{b}{33.5L}\right)^{0.5} \left(\frac{I}{J}\right)^{0.25}$	$k \left(\frac{b}{305}\right)^{0.6} \left(\frac{b}{12L}\right)^{0.2} \left(\frac{I}{J}\right)^{0.06}$
Concrete Deck, I-, T- and Double-T Sections	$0.06 + \left(\frac{S}{14}\right)^{0.4} \left(\frac{S}{L}\right)^{0.3} \left(\frac{K_g}{12t_s^3L}\right)^{0.1}$	$0.075 + \left(\frac{S}{9.5}\right)^{0.6} \left(\frac{S}{L}\right)^{0.2} \left(\frac{K_g}{12t_s^3L}\right)^{0.1}$

1. Ranges for b, d, L, s, S, t_s , K_g are given in Ref. 12.3.
2. For exterior beams, see Ref. 12.3, Section 4.6.2
3. Notation:

b = Beam width, in.

J = St. Vincent's torsional constant, in⁴ = $4 A_0^2 / \sum s/t$

K_g = Longitudinal Stiffness parameter distribution factor for multi-beam bridges, where

$$K_g = n(I + A_c e_g^2)$$

e_g = distance between centers of gravity of members

$$k = 2.5(N_b)^{-0.2} \text{ where } N_b = \text{number of beams}$$

A_c = cross-sectional area

L = span, ft

A_0 = area enclosed by centerlines of the beam elements

s = length of an element of box beam

LRFD design live load ជា HL-93 truck configuration ដែលមានបន្ទុក៖

- (a) Design truck ឬ design tandem ជាមួយនឹង dynamic allowance ។ Design truck គឺដូចគ្នានឹង HS20 design truck ដែលមានកំណត់នៅក្នុង Standard AASTHO specification ។ Design tandem ផ្សំឡើងដោយ axle 25kips មួយគូរ ដែលមានគម្លាតពីគ្នា 4 ft ។
- (b) Design lane load 0.64kip / ft ដោយមិនមាន dynamic allowance ។

Table 12.4 Maximum Shear Force per Lane for HS20 Truck Load (V_{LT})

Load Type	x/L	Formula for maximum shear, kips	Minimum		Maximum
			$x,^{\circ}$ ft	L , ft	L , ft
HS20 Truck	0-0.500	$\frac{72[(L-x)-4.67]}{L} - 8$	14	28	42
	0-0.500	$\frac{72[(L-x)-9.33]}{L}$	0	42	-

* x is the distance from left support to the section being considered, ft; LT = truck load

Table 12.5 Maximum Bending Moment per Lane for HS20 Truck Load (M_{LT})

Load Type	x/L	Formula for maximum bending moment, ft-kips	Minimum	
			$x,^{\circ}$ ft	L ,ft
HS20 Truck	0-0.333	$\frac{72(x)[(L-x)-9.33]}{L}$	14	28
	0.333-0.500	$\frac{72(x)[(L-x)-4.67]}{L} - 112$	0	42

* x is the distance from left support to the section being considered, ft; LT = truck load

Table 12.6 Impact Factors

Component	IM
Deck Joints—All Limit States	15%
All other Components	
Fatigue and Fracture Limit States	15%
All Other Limit States	33%

Table 12.7 Fatigue Bending Moment per Lane

Load Type	x/L	Formula for maximum bending moment, ft-kips	Minimum	
			x , * ft	L , ft
Fatigue Truck Loading (LRFD)	0–0.241	$\frac{72(x)[(L-x)-18.22]}{L}$	0	44
	0.241–0.500	$\frac{72(x)[L-x]-11.78}{L} - 112$	14	28

* x is the distance from left support to the section being considered, ft; LT = truck load

១២.៣. ការពិចារណាពីការសិក្សាគណនាការពត់បង្គោង Flexural Design Considerations

១២.៣.១. បម្រែបម្រួលនៃបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង ϵ និងមេគុណ ϕ : វិធីបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងកំណត់ Strain ϵ and Factor ϕ Variations: The Strain Limits Approach

សម្រាប់ការធ្វើការជាលក្ខណៈស្វិត (ductile behavior) របស់មុខកាត់ ភាគរយដែកពង្រឹងត្រូវមានតម្លៃតូចជាងភាគរយបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងកំណត់លំនឹង (balanced limit strain) ដែលរងការពត់បង្គោង ដូចបង្ហាញនៅក្នុងកថាខណ្ឌ 4.12.3 ។ គេមិនត្រូវការប្រើដែនខ្ពស់បំផុតនៃបរិមាណដែកនៅក្នុងផ្ទៃមេ ប្រសិនបើបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងមិនធំជាងបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងកំណត់ ហើយគេប្រើមេគុណ ϕ សមរម្យ ។ បម្រែបម្រួលរាងធ្យូងរងការទាញដែនខ្ពស់បំផុត $\epsilon_t = 0.005 \text{ in./in.}$ ដោយសារបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងកំណត់មានតម្លៃប្រហាក់ប្រហែលនឹង 75% នៃភាគរយដែក balanced នៅក្នុង code លើកមុន ហើយវាជាគោលការណ៍របស់វិធីនេះ (រូបទី ១២.៦) ។ គេគិតពិចារណា បម្រែបម្រួលរាងធ្យូងកំណត់នៅត្រង់នីមួយៗនៃក្រុងការទាញខាងក្រៅបំផុត មានន័យថា នៅត្រង់ទីប្រជុំមុំនៃស្រទាប់ ដែកដែលនៅក្បែរផ្ទៃរងការទាញរបស់មុខកាត់ជាងគេ ។ កាន់តែជាក់លាក់ជាងនេះ $\epsilon_t = 0.0041$ ដែលត្រូវនឹង $f_y \cong 230,000 \text{ psi}$ នៅក្នុងដែកប្រេកុងត្រាំង ។

សម្រាប់វិធី AASTHO LRFD តម្លៃកំណត់របស់ផលធ្យូងកម្ពស់អ័ក្សណិត c លើកម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពរបស់ផ្ទៃ d_t ត្រូវបានគេយកស្មើនឹង 0.42 នៅក្នុងវិធីបម្រែបម្រួលរាងកំណត់ (strain limits approach) ដែលគេ អាចហៅម្យ៉ាងទៀតថា unified approach ។ វិធីនេះជាវិធីដែលធានា strain-compatibility ដោយប្រើបម្រែបម្រួលធម្មតា និងសមីការកុងត្រាំងដោយមិនគិតថាអង្កត់នេះពង្រឹងដោយដែក ឬដោយប្រេកុងត្រាំង ឬដោយប្រេកុងត្រាំងដោយផ្នែក ។ កម្ពស់ d_t នៅក្នុងផលធ្យូង c/d_t ក្លាយជា d_p ប្រសិនបើគេមិនប្រើដែកពង្រឹងធម្មតាទេ នោះ ។ តារាង ១២.១១ នៃផ្នែក 12.8 បង្ហាញពីការប្រៀបធៀបទូទៅរវាងវិធីសាស្ត្រ ACI និង LRFD សម្រាប់ កំណត់ដែកតម្រូវការនៅក្នុងអង្កត់រងការពត់បង្គោង ។

គេត្រូវប្រើតម្លៃបម្រែបម្រួលរាងធ្យូង ϵ_t ធំជាង 0.005 in./in. ដូចជាង 0.007 ទៅ 0.009 in./in. ។ សម្រាប់មុខកាត់ beam-column បម្រែបម្រួលរាងធ្យូងនៃមុខ limit compression-controlled គឺ $\epsilon_t = 0.002$ ។ គេប្រើ $\epsilon_t = 0.002$ ជាគោលសម្រាប់ yield strain ដំបូង $\epsilon_y = f_y / E_s = 0.002$ ទោះបីជា តម្លៃនេះអាចប្រែប្រួលដោយអាស្រ័យទៅនឹងប្រភេទដែកដែលប្រើក៏ដោយ ។ រូបទី ១២.៧ បង្ហាញពីដែនកំណត់ នៃបម្រែបម្រួលរាងធ្យូងសម្រាប់មុខកាត់បេតុង tension-controlled និង compression-controlled សម្រាប់គ្រប់ករណីទាំងអស់ (ពង្រឹងដោយដែក និងរងប្រេកុងត្រាំង) ដែល $\epsilon_t = 0.003(d_t / c - 1)$ ។

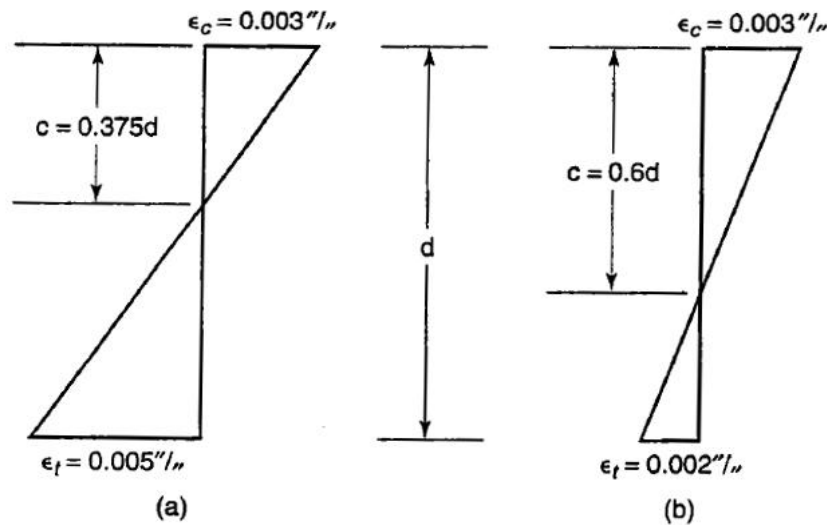


Figure 12.6 Strain Limits (a) Tension-Controlled, (b) Compression-Controlled

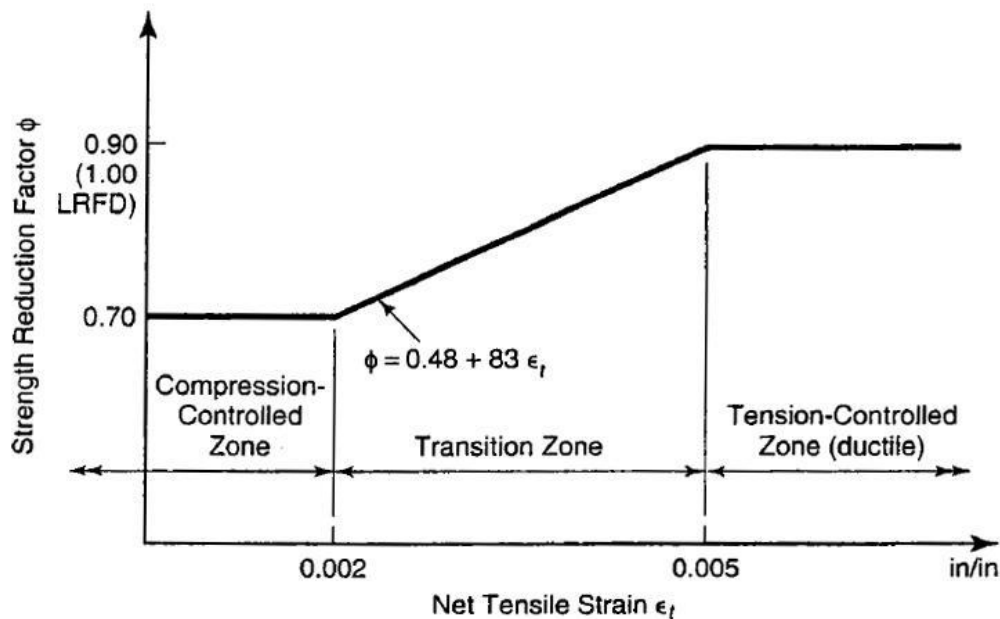


Figure 12.7 Variation of Strength Reduction Factor ϕ with the Net Tensile Strain ϵ_t .

នៅពេល net tensile strain នៅក្នុងដែកអង្កាញខាងក្រៅបំផុតធំគ្រប់គ្រាន់ (ធំជាង ឬស្មើនឹង 0.005) មុខកាត់ត្រូវបានកំណត់ជា tensioned-controlled section ដែលមានការប្រកាសអាសន្នពីការបាក់គ្រប់គ្រាន់ជាមួយនឹងភាពងាប់ និងកើតមានស្នាមប្រេះ ។ នៅពេលដែល net tensile strain នៅក្នុងដែកអង្កាញខាងក្រៅបំផុតតូច (តូចជាង ឬស្មើនឹង compression-controlled strain limit) គេរំពឹងទុកថាមានលក្ខខណ្ឌបាក់ដោយលក្ខណៈស្រួល ជាមួយនឹងការប្រកាសអាសន្នពីការបាក់ដ៏តិចតួចបំផុត ។

លក្ខខណ្ឌ balanced strain កើតមាននៅត្រង់មុខកាត់ដែលបម្រែបម្រួលរាងធៀបអតិបរមានៅសរសៃរងការសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតមានតម្លៃស្មើនឹង 0.003 ក្នុងពេលដំណាលគ្នាជាមួយនឹង yield strain ដំបូង $\epsilon_y = f_y / E_s$ នៅក្នុងដែកអង្កាញដែលត្រូវនឹង net tensile strain នៅក្នុងដែកអង្កាញដែលកំណត់នៅក្នុងវិធីនេះ នៅពេលដែលតម្លៃរបស់ $\epsilon_t = 0.002 \text{ in./in.}$ ។

គេមិនអាចប្រើវិធីនេះនៅក្នុងការគណនាផ្ទៃដែលរងការពត់បង្កោងដែលមិនរងការសង្កត់ទេ ។ នៅក្នុងអង្កត់បែបនេះ បម្រែបម្រួលរាងធៀប ϵ_t នៅក្នុងដែកអង្កាញខាងក្រៅបំផុតមិនត្រូវធំជាង 0.0075 សម្រាប់ការ អនុវត្ត ។

១២.៣.២. រេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ពត់បង្កោងមេគុណ (Factored Flexural Resistance)

ម៉ូម៉ង់ទប់ទល់ការពត់បង្កោងមេគុណ

$$M_t = \phi M_n \quad (12.7)$$

ដែលមេគុណរេស៊ីស្តង់ $\phi = 1.0$ ។

នៅក្នុងការវិភាគ strain compatibility គេណែនាំឱ្យកាត់បន្ថយមេគុណ ϕ ពីតម្លៃ 1.0 សម្រាប់ net tensile strain 0.005 ទៅ 0.7 សម្រាប់ net tensile strain 0.002 នៅក្នុងដែកអង្កាញខាងក្រៅបំផុត មានន័យថា

$$0.7 \leq \phi = 0.50 + 0.30 \left[\frac{d_{ext}}{c} - 1 \right] \leq 1.0 \quad (12.8)$$

ដែល d_{ext} ជា d_t នៃស្រទាប់ខាងក្រៅបំផុតរបស់ដែកពង្រឹង គឺស្រទាប់ដែកដែលនៅក្បែរសរសៃរងការទាញខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់ប្រែក្នុងត្រាំង ។

១២.៣.៣. ប៉ារ៉ាម៉ែត្រគណនាការពត់បង្កោង (Flexural Design Parameters)

សមីការសម្រាប់គណនារេស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់ nominal របស់មុខកាត់ប្រែក្នុងត្រាំងដោយ LRFD method គឺស្រដៀងនឹង standard AASTHO ហើយក៏ស្រដៀងគ្នានឹងវិធីសាស្ត្រគណនារេស៊ីស្តង់របស់ ACI 318 ដែលណែនាំ

នាំ នៅក្នុងផ្នែក 4.11 នៃជំពូក ៤ ។ លើស្តង់ដារគណនាចុងក្រោយ (ultimate design strength) f_{ps} នៃដែក ពង្រឹងដែលអាចគណនាតាមវិធី strain-compatibility ដូចក្នុងឧទាហរណ៍ ៤.១៩ ឬដោយវិធីប្រហែល (approximate method) ដែលប្រើសមីការខាងក្រោម៖

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - k \frac{c}{d_p} \right) \quad (12.9a)$$

$$\text{ដែល } k = 2 \left(1.04 - \frac{f_{py}}{f_{pu}} \right) \quad (12.9b)$$

= 0.28 សម្រាប់ low relaxation steel

សម្រាប់ unbonded tendons,

$$f_{ps} = f_{pe} + 900 \left(\frac{d_p - c}{l_e} \right) \quad (12.9c)$$

$$\text{ដែល } l_e = 2l_i / (2 + N_s)$$

l_e = ប្រវែង embedment, l_i = ប្រវែងកាបប្រែក្នុងត្រាំងចន្លោះ anchorage, N_s = ចំនួន tendon នៅក្នុង standard AASTHO specification គេអាចប៉ាន់ប្រមាណក្នុងត្រាំងមធ្យមដំបូងនៅក្នុងដែកប្រែក្នុង ត្រាំងពីសមីការខាងក្រោម៖

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - \frac{\gamma}{\beta_1} \rho \frac{f_{pu}}{f'_c} \right) \quad (12.9c)$$

គេទទួលបានកម្ពស់របស់អ័ក្សណិត c ពីសមីការខាងក្រោម៖

(a) មុខកាត់ដែកឌុប (Doubly reinforced section):

$$c = \frac{A_{ps} f_{pu} + A_s f_y - A'_s f'_y}{0.85 f'_c \beta_1 + k A_{ps} \frac{f_{pu}}{d_p}} \quad (12.10)$$

ដែល f'_y = yield strength របស់ដែករងការសង្កត់

(b) មុខកាត់មានស្លាប (Flanged section):

$$c = \frac{A_{ps} f_{pu} + A_s f_y - A'_s f'_s - 0.85 f'_c \beta_1 (b - b_w) h_f}{0.85 f'_c \beta_1 b_w + k A_{ps} \frac{f_{pu}}{d_p}} \quad (12.11)$$

ដែល b_w = ទទឹងទ្រនុង

d_p = ចម្ងាយពីសរសៃរងការសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រែក្នុងត្រាំង

១២.៣.៤. ដែនកំណត់របស់ដែកពង្រឹង (Reinforcement Limits)

(a) ដែនកំណត់ដែកពង្រឹងអតិបរមា (Maximum reinforcement limits):

បរិមាណអតិបរមារបស់ដែកពង្រឹងប្រកុងត្រាំង ឬដែកមិនពង្រឹងប្រកុងត្រាំងត្រូវមានតម្លៃយ៉ាងណាដូចខាងក្រោម

$$\frac{c}{d_e} \leq 0.42 \quad (12.12a)$$

$$\text{ដែល } d_e = \frac{A_{ps} f_{ps} d_p + A_s f_y d_s}{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y} \quad (12.12b)$$

(b) ដែនកំណត់ដែកពង្រឹងអប្បបរមា (Minimum reinforcement):

នៅគ្រប់មុខកាត់ទាំងអស់ បរិមាណដែកពង្រឹងប្រកុងត្រាំង និងដែកមិនពង្រឹងប្រកុងត្រាំងត្រូវគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីបង្កើតស៊ីស្តង់ទីបំប៉នការពន្លាតបង្គោលមេគុណ M_t យ៉ាងហោចណាស់ត្រូវស្មើនឹង $1.2M_{cr}$ ដែនកំណត់ដោយផ្អែកលើគោលការណ៍វិភាគអេឡាស្ទិច ឬស្មើនឹង 1.33 ដងនៃម៉ូម៉ង់មេគុណដែលទាមទារដោយបន្ទុកបន្តក។

$$M_{cr} = (f_r + f_{ce})S_b - M_{dnc} \left[\frac{S_{bc}}{S_b} - 1 \right] \quad (12.13)$$

ដែល M_{dnc} = ម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពី non-composite dead load

S_b = ម៉ូឌុលមុខកាត់ non-composite

S_{bc} = ម៉ូឌុលមុខកាត់សមាស

f_r = ម៉ូឌុលដាច់ (modulus of rupture) $= 7.5\sqrt{f'_c} \text{ psi} = 0.24\sqrt{f'_c} \text{ ksi}$

f_{ce} = កុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងដោយសារតែប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព (ក្រោយកំហុសបង់) នៅត្រង់សរសៃរងការទាញខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់ដែលកុងត្រាំងទាញកើតពីបន្ទុកខាងក្រៅ។

១២.៤. ការពិចារណាពីការសិក្សាគណនាកម្លាំងកាត់ (Shear Design Considerations)

១២.៤.១. The Modified Compression Field Theory

ទ្រឹស្តី compression field សម្រាប់កម្លាំងកាត់ និងសម្រាប់កម្លាំងកាត់ដែលផ្សំជាមួយនឹងការរមួលត្រូវបានរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 5.17.3 នៃជំពូក ៥ ។ នៅពេលដែលមានការរមួល គេសន្មត់ថាបេតុងមិនទប់ទល់ការទាញទេ បន្ទាប់ពីមានស្នាមប្រេះ ហើយដែន (field) នៃ compressive strut ទប់ទល់កម្លាំងកាត់អង្កត់ទ្រូង។ មុំ θ របស់ strut នេះប្រែប្រួលអាស្រ័យនឹងបម្រែបម្រួលរាងធ្មេរបណ្តោយ (longitudinal strain), បម្រែបម្រួល

រាងធៀបខាង (transverse strain) និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបមេ (principal strain) នៅក្នុងទ្រនុង:

$$\tan^2 \theta = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_2}{\varepsilon_t - \varepsilon_2} \quad (12.14)$$

ដែល ε_x = បម្រែបម្រួលរាងធៀបបណ្តោយរបស់ទ្រនុង (រងការទាញវិជ្ជមាន)

ε_t = បម្រែបម្រួលរាងធៀបទទឹង (រងការទាញវិជ្ជមាន)

ε_2 = បម្រែបម្រួលរាងធៀបរងការសង្កត់មេ អវិជ្ជមាន

រូបទី ១២.៨ បង្ហាញដែនកងត្រាំង (stress field) នៅក្នុងទ្រនុងរបស់ផ្ទាំងដែលមិនរងប្រែកងត្រាំងមុន និងក្រោយពេលមានស្នាមប្រេះ ។ មុនពេលផ្ទាំងប្រេះ កម្លាំងកាត់ត្រូវបានទប់ទល់ដោយកងត្រាំងទាញអង្កត់ទ្រូង និងកងត្រាំងសង្កត់អង្កត់ទ្រូងស្មើគ្នា ដោយធ្វើអំពើតាមមុំ 45° (រូបទី ១២.៨(a)) ។ ក្រោយពេលមានស្នាមប្រេះ ស្នាមប្រេះអង្កត់ទ្រូងដែលកើតពីកងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងត្រូវបានកាត់បន្ថយយ៉ាងច្រើន ។

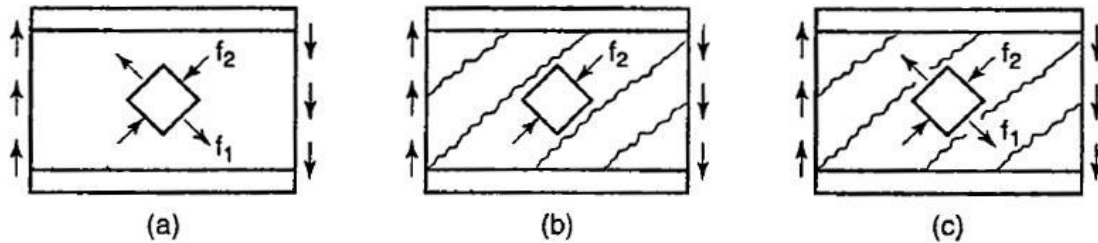


Figure 12.8 Stress fields in web of reinforced concrete beam (Ref. 12.6) (a) before cracking $f_1 = f_2$, $\theta = 45^\circ$, (b) compression field theory, $f_1 = 0$, (c) modified compression field theory, $f_1 \neq 0$.

នៅក្នុងទ្រឹស្តី compression field គេសន្មតថាកងត្រាំងទាញមេ $f_1 = 0$ ដូចនៅក្នុងរូបទី ១២.៨ (b) ក្រោយពេលបេតុងប្រេះ ។ ទ្រឹស្តី modified compression field គិតបញ្ចូលការចូលរួមនៃកងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុងចន្លោះស្នាមប្រេះ ដូចនៅក្នុងរូបទី ១២.៨ (c) ។ ពីរង្វង់កងត្រាំងម៉ូ (Mohr's stress circle) នៅក្នុងរូបទី ៥.២ (b) នៅក្នុងជំពូក ៥ ជាមួយនឹងរូបទី ១២.៨ (c) គេអាចទទួលបានសមីការខាងក្រោម

$$f_2 = (\tan \theta + \cot \theta)v - f_1 \quad (12.15a)$$

ដែលកងត្រាំងកម្លាំងកាត់អនុវត្តន៍គឺ

$$v = \frac{V}{b_w jd} = \frac{(V_u - \phi V_p)}{\phi b_w d_v} \quad (12.15b)$$

$d_v = (d_p - a/2)$ និង b_w = ទទឹងទ្រនុងប្រសិទ្ធភាព ។ គេអាចកំណត់ដែកទ្រនុងរងការទាញ (tension web reinforcement) A_v ដែលទាមទារសម្រាប់ធ្វើឱ្យកងត្រាំងសង្កត់មានលំនឹងដូចខាងក្រោម

$$A_v f_v = (f_2 \sin^2 \theta - f_1 \cos^2 \theta) b_w s \quad (12.16)$$

ដែល $A_v f_v$ ជាបង្គុំបញ្ឈរនៃ balancing tensile force ដើម្បីបិទភ្ជាប់ស្នាមប្រេះទ្រេតដែលមានមុំ θ និង f_v ជាកុងត្រាំងមធ្យមនៅក្នុងដែកកងបញ្ឈរ ។ ដោយជំនួស f_2 នៅក្នុងសមីការ 12.15(a) ទៅក្នុងសមីការ 12.16 យើងបាន៖

$$V = f_1 b_w d_v \cot \theta + \frac{A_v f_v}{s} d_v \cot \theta \quad (12.17)$$

ដែល V តំណាងឱ្យ V_n ហើយវាស្មើនឹង $(V_c + V_s)$ ។ ដែល V_s ជាកម្លាំងកាត់ដែលទប់ទល់ដោយដែកកងបញ្ឈរ ។

១២.៤.២. សមីការគណនា (Design Expressions)

តាមការសន្មតដែលមានលក្ខណៈសម្រួល គេអាចរៀបចំសមីការគោលនៃ modified compression field theory ឡើងវិញ ដូចនេះគេអាចកំណត់រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal V_n នៅក្នុងបេតុងប្រកុងត្រាំង

$$V_n = V_c + V_s + V_p \quad (12.18)$$

ដែល V_c = រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal ដែលឱ្យដោយកុងត្រាំងទាញនៅក្នុងបេតុង

V_s = រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal ដែលឱ្យដោយកុងត្រាំងទាញនៅក្នុងដែកទ្រនុង

V_p = រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal ដែលឱ្យដោយបង្គុំកុងត្រាំងបញ្ឈរនៃដែកប្រកុងត្រាំង harped ឬ draped តាមទិសបណ្តោយ ។

១២.៤.២.១. AASTHO Standard Specification (LFD)

ការផ្តល់ឱ្យរបស់ AASTHO standard និង ACI 318 គឺមានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នា ដោយគេយក V_c នូវតម្លៃដែលតូចជាងក្នុងចំណោមសមីការទាំងពីរខាងក្រោមដែលបង្ហាញ និងរៀបរាប់យ៉ាងលម្អិតនៅក្នុងផ្នែក 5.5.1 និង 5.5.2 នៃជំពូក ៥៖

(a) កម្លាំងកាត់ពត់បង្កោង (Flexural shear):

$$V_{ci} = 0.6 \sqrt{f'_c} b_w d + \frac{V_i M_{cr}}{M_{\max}} \quad (12.19)$$

(b) កម្លាំងកាត់ទ្រនុង (Web shear):

$$V_{cw} = [3.5 \sqrt{f'_c} + 0.3 \bar{f}_c] b_w d + V_p \quad (12.20)$$

សម្រាប់ AASTHO សមីការម៉ូម៉ង់ប្រេះ (cracking moment) គឺ

$$M_{cr} = S_t (6 \sqrt{f'_c} + f_{pe} - f_d)$$

១២.៤.២.២. LRFD Specification

ការផ្តល់ឱ្យរបស់ LRFD AASTHO ទទួលស្គាល់វិធីពីរ៖

- (a) Strut-and-tie model ដែលអាចអនុវត្តបានគ្រប់រវាងអណ្តាមាត្ររបស់មុខកាត់ទាំងអស់ដែលមានលក្ខណៈធម្មតា និងមិនជាប់ ។
- (b) Modified compression field ដែលផ្តល់លើម៉ូដែល truss ដែលមានមុំប្រែប្រួល ដែលនៅក្នុងនោះគេអនុញ្ញាតឱ្យប្រែប្រួលជម្រាលរបស់ diagonal compression field ។ វាខុសពីវិធី LFD ត្រង់ការសន្មត់មុំ θ ឱ្យស្មើនឹង 45° (ដែលក្នុងនេះបេតុងសុទ្ធក៏ចូលរួមធ្វើការដែរ) ហើយ V_c ត្រូវបានអនុវត្តការទាញដែលឆ្លងកាត់ compression diagonal ដូចរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 12.4.1 ។

គេយកស៊ីស្តង់ nominal នូវតម្លៃដែលតូចជាងគេក្នុងចំណោម៖

$$V_n = V_c + V_s + V_p \quad (12.21)$$

$$\text{ឬ} \quad V_n = 0.25 f'_c b_v d_v \quad (12.22)$$

ដែល b_v = ទទឹងទ្រនុងប្រសិទ្ធភាព

d_v = កម្ពស់កម្លាំងកាត់ប្រសិទ្ធភាព $\approx (d_p - a/2)$

a = កម្ពស់របស់ប្លុកសង្កត់

មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់កម្លាំងកាត់ស្ថិតនៅចម្ងាយ d_v ឬ $(0.5d_v \cot \theta)$ ដោយយកមួយណាដែលធំជាង ។ គេយកតម្លៃ d_v ពីការគណនាស៊ីស្តង់ពត៌មានបង្កោងកណ្តាលល្វែង ។

ស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal របស់បេតុងសុទ្ធ V_c ដែលគិតជា psi គឺ

$$V_c = \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v \quad (12.23)$$

និងគិតជា ksi

$$V_c = 0.0361 \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v \quad (12.24)$$

មេគុណ 0.0361 គឺ $1/\sqrt{1000}$ ដែលជាមេគុណសម្រាប់បំប្លែងពី psi ទៅ ksi ។

គេយកស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់នៃការចូលរួមរបស់ដែកទ្រនុងបញ្ឈរគឺ

$$V_s = \frac{A_v f_y d_v \cot \theta}{s} \quad (12.25)$$

គេត្រូវដាក់ដែកកង (transverse shear reinforcement) នៅពេលដែលកម្លាំងកាត់មេគុណ V_u ធំជាងលទ្ធភាពទប់កម្លាំងកាត់របស់បេតុងសុទ្ធ ឬ

$$V_u > 0.5 \phi (V_c + V_p) \quad (12.26)$$

ដែលមេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់ ϕ ត្រូវបានយកពីតារាង ១២.១(a) ។

លើសពីនេះ នៅពេលដែលកម្លាំងប្រតិកម្មរបស់ផ្ទៃបញ្ជូនការសង្កត់ទៅចុងរបស់អង្កត់ដូចដែលកើតមាននៅក្នុងករណីជាច្រើន គេយកមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់នៅត្រង់ទីតាំងឆ្ងាយជាង $0.5d_v \cot \theta$ ឬ d_v ដែលវាពិជ្ជរូបសំទីម្រ ។

ដើម្បីកំណត់ស៊ីសង្កត់កម្លាំងកាត់ nominal របស់អង្កត់ប្រកុងត្រាំង វិស្វករគណនាគ្រឿងបង្កើតត្រូវកំណត់តម្លៃរបស់ β និង θ ដែលត្រូវកាត់សម្រាប់កំណត់ V_c និង V_s នៅក្នុងសមីការ 12.21 និង 12.22 ។ សម្រាប់មុខកាត់បេតុងមិនរងប្រកុងត្រាំង គេយក $\beta = 2.0$ និង $\theta = 45^\circ$ ។ សម្រាប់មុខកាត់បេតុងប្រកុងត្រាំង, trial-and-adjustment ប្រើតម្លៃ β តូច ។ តារាង ១២.៨ បង្ហាញពីតម្លៃរបស់ β និង θ សម្រាប់តម្លៃផ្សេងៗរបស់ ϵ_x ។

Table 12.8 Values of θ and β for Sections with Transverse Reinforcement

$\frac{V}{f'_c}$	$\epsilon_x \times 1,000$										
	≤ -0.20	≤ -0.10	≤ -0.05	≤ 0	≤ 0.125	≤ 0.25	≤ 0.50	≤ 0.75	≤ 1.00	≤ 1.50	≤ 2.00
≤ 0.075	22.3 6.32	20.4 4.75	21.0 4.10	21.8 3.75	24.3 3.24	26.6 2.94	30.5 2.59	33.7 2.38	36.4 2.23	40.8 1.95	43.9 1.67
≤ 0.100	18.1 3.79	20.4 3.38	21.4 3.24	22.5 3.14	24.9 2.91	27.1 2.75	30.8 2.50	34.0 2.32	36.7 2.18	40.8 1.93	43.1 1.69
≤ 0.125	19.9 3.18	21.9 2.99	22.8 2.94	23.7 2.87	25.9 2.74	27.9 2.62	31.4 2.42	34.4 2.26	37.0 2.13	41.0 1.90	43.2 1.67
≤ 0.150	21.6 2.88	23.3 2.79	24.2 2.78	25.0 2.72	26.9 2.60	28.8 2.52	32.1 2.36	34.9 2.21	37.3 2.08	40.5 1.82	42.8 1.61
≤ 0.175	23.2 2.73	24.7 2.66	25.5 2.65	26.2 2.60	28.0 2.52	29.7 2.44	32.7 2.28	35.2 2.14	36.8 1.96	39.7 1.71	42.2 1.54
≤ 0.200	24.7 2.63	26.1 2.59	26.7 2.52	27.4 2.51	29.0 2.43	30.6 2.37	32.8 2.14	34.5 1.94	36.1 1.79	39.2 1.61	41.7 1.47
≤ 0.225	26.1 2.53	27.3 2.45	27.9 2.42	28.5 2.40	30.0 2.34	30.8 2.14	32.3 1.86	34.0 1.73	35.7 1.64	38.8 1.51	41.4 1.39
≤ 0.250	27.5 2.39	28.6 2.39	29.1 2.33	29.7 2.33	30.6 2.12	31.3 1.93	32.8 1.70	34.3 1.58	35.8 1.50	38.6 1.38	41.2 1.29

គេទទួលបានបម្រែបម្រួលរាងធ្មៀប ϵ_x នៅក្នុងដែករងការទាញពីសមីការខាងក្រោម ប្រសិនបើមុខកាត់យ៉ាងហោចណាស់មានដែកទទឹង (transverse reinforcement) អប្បបរមា

$$\epsilon_x = \left[\frac{\frac{M_u}{d_u} + 0.5N_u + 0.5V_u \cot \theta - A_{ps} f_{po}}{2(E_s A_s + E_{ps} A)} \right] \leq 0.002 \quad (12.27)$$

ដែល $f_{po} \cong 0.70 f_{pu}$ ។

គេត្រូវតុលាកតម្លៃនៅក្នុងសមីការ 12.27 នឹងពីរ ប្រសិនបើមុខកាត់មានដែកកងតិចជាងដែកកងអប្បបរមា ។

កុងត្រាំង f_{po} ជាកុងត្រាំងនៅក្នុងកាបប្រែកុងត្រាំងនៅពេលអនុវត្តប្រែកុងត្រាំង (jacking) សម្រាប់អង្គតំរងប្រែកុងត្រាំងជាមុន (pretensioned member) ហើយសម្រាប់សុវត្ថិភាព វាជាកុងត្រាំងមធ្យមសម្រាប់ដែកប្រែកុងត្រាំងនៅក្នុងអង្គតំរងប្រែកុងត្រាំងជាក្រោយ (post-tensioned member) ។ សម្រាប់កាបប្រែកុងត្រាំងធម្មតាគេយក $f_{po} = 0.75 f_{pu}$ សម្រាប់ទាំងអង្គតំរង pretensioned និងទាំងអង្គតំរង post-tensioned ។

f_{ce} = កុងត្រាំងសង្កត់របស់បេតុងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់សមាសដែលទប់ទល់នឹងបន្ទុកអថេរ ឬនៅត្រង់ទីប្រសព្វរវាងទ្រនុង និងស្លាប ប្រសិនបើវាស្ថិតនៅក្នុងស្លាបដែលបណ្តាលពីប្រែកុងត្រាំង និងម្ល៉ឹងពត់ដែលទប់ទល់ដោយមុខកាត់ថាក់ស្រាប់ដែលធ្វើការតែខ្លួនឯង មានន័យថាមុននឹងធ្វើការជាមុខកាត់សមាស ។

f_{pe} = កុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពនៅក្នុងដែកប្រែកុងត្រាំងក្រោយពេលខាតបង់, ជាលក្ខណៈសុវត្ថិភាព គេយក f_{po} ជាប្រែកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព f_{pe} ។

ប្រសិនបើបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងដែករងការទាញអវិជ្ជមាន គេត្រូវគុណ ϵ_x ជាមួយនឹងមេគុណ F_ϵ ដែលមានសមីការដូចខាងក្រោម

$$F_\epsilon = \frac{E_s A_s + E_{ps} A_{ps}}{E_c A_c + E_s A_s + E_{ps} A_{ps}} \quad (12.28)$$

ដែល A_c = ក្រឡាផ្ទៃរបស់មុខកាត់បេតុងនៃផ្នែករងការទាញដោយការពត់បង្កោររបស់អង្គតំរង ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១២.៩ ។

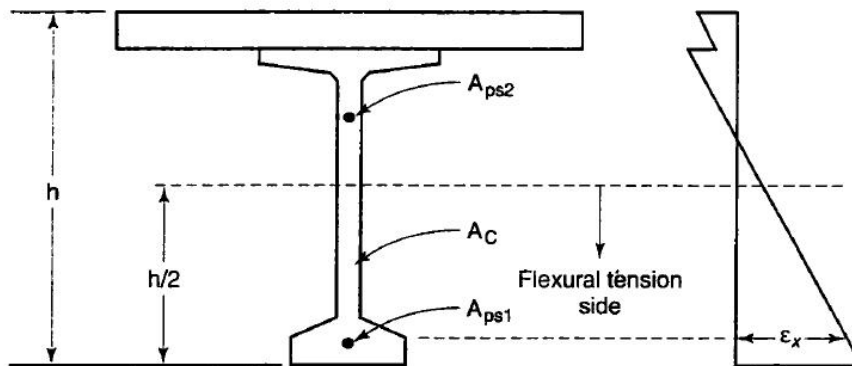


Figure 12.9 Strain distribution in prestressed flanged section

ដែកបណ្តោយត្រូវមានសមាមាត្រយ៉ាងណាដើម្បីឱ្យមុខកាត់ធ្វើមន្ទិលយូរៗបំពេញសមីការខាងក្រោម:

$$A_s f_s + A_{ps} f_{ps} \geq \frac{M_u}{d_v \phi} + 0.5 \frac{N_u}{\phi} + \left(\frac{V_u}{\phi} + 0.5 V_s + V_p \right) \cot \theta \quad (12.29)$$

ពីសមីការ AASTHO លើកមុន អញ្ជាត β ជាមេគុណយ៉ាងសំខាន់ក្នុងការកំណត់លើស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ ធម្មតា (nominal) V_c ដូចនៅក្នុងសមីការ 12.21 ។ ការបង្ហាញតម្លៃរបស់ β ដែលផ្អែកលើ compression field theory នៅក្នុងតារាង ១២.៨ បង្ហាញថាតម្លៃទាំងនេះហាក់មិនអាចប្រើបានសម្រាប់ផលធៀប (v/f'_c) ធំជាង 0.125 នៅពេលដែលបម្រែបម្រួលរាងធៀបតូចជាង 0.005 ។ Hsu បានរៀបរាប់នូវភាពពិបាកនេះ ដែលកើតឡើងនៅពេលកំណត់តម្លៃក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ស្នាមប្រេះ (crack shear stress) v_{ci} មានន័យថា លទ្ធភាពនៃ crack interface ដើម្បីផ្ទេរក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែលអាស្រ័យលើទំហំស្នាមប្រេះ w នៅក្នុងសមីការខាងក្រោម

$$v_{ci} \leq \frac{2.16\sqrt{f'_c}}{0.3 + \frac{24w}{a + 0.63}} \text{ psi, } w(\text{in.}) \quad v_{ci} \leq \frac{0.18\sqrt{f'_c}}{0.3 + \frac{24w}{a + 16}} \text{ MPa, } w(\text{mm})$$

Hsu ស្នើឱ្យប្រើ $v_{ci} = 0$ ដើម្បីរក្សាលំនឹង និងភាពត្រូវគ្នា (compatibility) ។ ហើយ មុំស្នាមប្រេះ θ នៅក្នុងតួ V_s នៃសមីការ 12.25 គឺជាមុំចន្លោះក្នុងត្រាំង (បម្រែបម្រួលរាងធៀប) ដៃកបណ្តោយ និងក្នុងត្រាំង (បម្រែបម្រួលរាងធៀប) សង្កត់មេរបស់បេតុង ។ ដោយសារបែបនេះ ក្នុងត្រាំងកម្លាំងសង្កត់តាមបណ្តោយអ័ក្សមេ ស្មើនឹងសូន្យ ។ ហើយ ការរៀបរាប់នេះអនុវត្តនៅក្នុងការផ្តល់ឱ្យរបស់ LRFD សម្រាប់ករណីនៃបន្ទុកកម្លាំងកាត់ និងការរមួល ។

១២.៤.២.៣. គំណាតអតិបរមារបស់ដែកទ្រនុង

Maximum Spacing of Web Reinforcement

គំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមា s របស់ដែកទ្រនុងគឺតម្លៃដែលតូចជាងគេក្នុងចំណោម

$$s \leq 0.75h \quad \text{ឬ} \quad 24\text{in.}$$

ប្រសិនបើ $V_s > 4\sqrt{f'_c}b_wd$, គំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមាត្រូវបានកាត់បន្ថយ 50% ។

១២.៥. Horizontal Interface Shear

គោលការណ៍នៃ horizontal interface shear ក្រោមអំពើ service load និង ultimate load ត្រូវបាន រៀបរាប់ពេញលេញនៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៥.៧ ដែលរួមមានឧទាហរណ៍បង្ហាញដែលអនុលោមតាមតម្រូវការ ACI 318 និង PCI ។ AASTHO standard specification តម្រូវឱ្យលើស្តង់ដារកម្លាំងកាត់តាមទិសដេក nominal V_{nh} ដូចគ្នានឹងលើស្តង់ដារកម្លាំងកាត់របស់ ACI នៅពេលដែលគេមិនប្រើ dowel reinforcement មានន័យថាក្នុង ត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ 80 psi ។ វាខុសគ្នា នៅពេលគេប្រើ dowel reinforcement អប្បបរមា ដែលក្នុង

នោះក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដេកអនុញ្ញាតអតិបរមាគឺ 350 psi ដែលជំនួសឱ្យ 500 psi ដែលអនុញ្ញាតដោយ ACI ។

តាមការអង្កេត និងពិសោធន៍ដ៏ស៊ីជម្រៅរបស់ Nawy បានបង្ហាញឱ្យឃើញថាក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតពិតជាតូចមែនទែន ។ ការពិសោធបង្ហាញថា សូម្បីតែស៊ីស្តង់ដង់ប្រកាសក្នុងតំបន់ sub-freezing, វាអាចទទួលស៊ីស្តង់ប្រកាសអំពី ultimate load ធំជាង $1200\text{ psi}(8.3\text{MPa})$ ដោយប្រើ dowel reinforcement បញ្ឈរ ។

Standard AASTHO ទាមទារដូចខាងក្រោម៖

(a) នៅពេលគេមិនដាក់ vertical ties

$$V_{nh} = 80b_v d \quad (12.30a)$$

(b) នៅពេលគេមិនដាក់ vertical ties អប្បបរមា

$$V_{nh} = 500b_v d \quad (12.30b)$$

(c) ក្រឡាផ្ទៃតម្រូវការរបស់ A_{vh} ធំជាង vertical ties អប្បបរមា

$$V_{nh} = 500b_v d + 0.40A_{vh} f_y \frac{d_p}{s} \quad (12.30b)$$

ដែល កម្លាំងកាត់បញ្ឈរមេគុណ $V_u = \phi V_{nh}$

V_{nh} = រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ដេក nominal

$$\phi = 0.90$$

$$A_{vh} \text{ អប្បបរមា} = 50b_v s / f_y$$

b_v = ទទឹងរបស់មុខកាត់នៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះដែលត្រូវវិភាគកម្លាំងកាត់ដេក

b_p = ចម្ងាយពីសរសៃរងការសង្កត់ខាងក្រៅបំផុតទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដេកប្រក្រតីក្នុងត្រាំង ប៉ុន្តែមិនត្រូវយកតូចជាង $0.80h$

s = កំលាតអតិបរមារបស់ dowel ប៉ុន្តែមិនត្រូវធំជាងបួនដងនៃទទឹងទ្រនុងដែលតូចជាងគេរបស់អង្កត់ទ្រម ឬ 24in. ។

LRFD specification មិនបានផ្តល់នូវគោលការណ៍ណែនាំសម្រាប់គណនាកម្លាំងកាត់ដេក V_{nh} ទេ ។

ដូចនេះ គេអាចប្រើសមីការខាងក្រោម

$$v_{uh} = \frac{V_u}{b_v d_v} \quad (12.31)$$

ដែល v_{uh} = ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដេកមេគុណ

V_u = កម្លាំងកាត់បញ្ឈរមេគុណ

d_v = ចម្ងាយចន្លោះកម្លាំងផ្គុំនៃកម្លាំងទាញ និងនៃកម្លាំងសង្កត់ $= (d - a/2)$

b_v = ទទឹង interface

LRFD កំណត់ឱ្យគណនាស្វ័យស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ nominal របស់ interface surface V_n ដោយប្រើសមីការខាងក្រោម៖

$$V_n = cA_{cv} + \mu[A_v f_y + P_c] \quad (12.32)$$

និង
$$v_{uh} A_{cv} \leq \phi V_n \quad (12.33)$$

ដែល c = មេគុណស្អិត (cohesion factor)

μ = មេគុណកកិត

A_{cv} = ក្រឡាផ្ទៃ interface របស់បេតុងដែលពាក់ព័ន្ធនឹងការផ្ទេរកម្លាំងកាត់

A_{vf} = ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកកម្លាំងកាត់ដែលកាត់តាមប្លង់កម្លាំងកាត់នៅក្នុងក្រឡាផ្ទៃ A_c

P_c = កម្លាំង net compressive អចិន្ត្រៃយ៍ដែលកែងទៅនឹងប្លង់កម្លាំងកាត់ (អាចលុបចោល ដោយលក្ខខណ្ឌសុវត្ថិភាព)

f_y = yield strength របស់ dowel reinforcement

ជាទូទៅ គេតែងតែធ្វើឱ្យផ្ទៃខាងលើបំផុតរបស់អង្គចាក់ស្រាប័មានលក្ខណៈគ្រើម (ជម្រៅប្រហែល 0.24in.) ដើម្បីចាក់បេតុងទម្ងន់ធម្មតាបន្ថែម ដូចរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 5.7 ។ LRFD ណែនាំនូវសមីការសម្រួល 12.32 និង 12.33 ដូចខាងក្រោមដែលមានខ្នាតជា ksi :

$$v_{uh} \leq \phi \left(0.1 + \frac{A_{vf}}{A_{cv}} \right) \quad (12.34)$$

ដែលក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមា

$$A_{vf} = \frac{0.05b_v s}{f_y} \quad (12.35)$$

ហើយ គេត្រូវយកស្វ័យស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ nominal នូវតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម

$$V_n \leq 0.20 f'_c A_{cv} \quad (12.36a)$$

ឬ
$$V_n = 0.80 A_{cv} \quad (12.36b)$$

មេគុណស្អិត c និងមេគុណកកិត μ នៅក្នុងសមីការ 12.32 មានតម្លៃដូចខាងក្រោមសម្រាប់លក្ខខណ្ឌជាក់លាក់របស់ interacting surface :

(a) បេតុងដែលចាក់ក្នុងពេលជាមួយគ្នា

$$c = 145 \text{ psi} \quad \mu = 1.4 \lambda$$

(b) បេតុងដែលចាក់លើបេតុងរឹង និងស្អាតហើយផ្ទៃរបស់វាគ្រើម

$$c = 100 \text{ psi} \quad \mu = 1.0 \lambda$$

(c) បេតុងដែលចាក់លើបេតុងរឹង ស្អាត និងមិនមានសារធាតុហើយផ្ទៃរបស់វាមិនគ្រើម

$$c = 75 \text{ psi} \quad \mu = 0.6\lambda$$

(d) បេតុងត្រូវបានចាក់ទៅនឹង as-rolled structural steel ដោយ headed stud ឬដោយ reinforcing bars ដែលគ្រប់ដៃកទាំងអស់ភ្ជាប់ជាមួយនឹងបេតុងគឺស្អាតមិនមានលាបថ្នាំ

$$c = 25 \text{ psi} \quad \mu = 0.7\lambda$$

ដែល $\lambda = 1.0$ សម្រាប់បេតុងដង់ស៊ីតេធម្មតា

= 0.85 សម្រាប់ sand-low-density concrete

= 0.75 សម្រាប់បេតុងដែលមានដង់ស៊ីតេតូចដទៃទាំងអស់

ខណៈដែល LRFD AASTHO specification ទាមទារឱ្យដាក់ដែកអប្បបរមាដោយមិនគិតតម្លៃរបស់កុងត្រាំងនៅត្រង់ interface, អ្នកគណនាអាចជ្រើសរើសដើម្បីកំណត់ដែកនេះទៅនឹងករណីដែល V_{uh} / ϕ ធំជាង $100 \text{ psi} (0.7 \text{ MPa})$ ។ ការធ្វើបែបនេះ ដើម្បីឱ្យស្របទៅនឹង ACI 318 Code specification និង standard AASTHO specification ។

១២.៥.១. គំណាត Dowel Reinforcement អតិបរមា

គំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមារបស់ dowel គឺ

(i) ប្រសិនបើ $V_u < 0.1 f'_c b_v d_v$ គំណាតអតិបរមា $s \leq 0.8 d_v \leq 24 \text{ in.}$

(ii) ប្រសិនបើ $V_u > 0.1 f'_c b_v d_v$ គំណាតអតិបរមា $s \leq 0.4 d_v \leq 12 \text{ in.}$

១២.៦. បន្ទុកម្ខាងកាត់ និងការរមួល (Combined Shear and Torsion)

ការរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 12.4.1 អំពី compression field theory ជាមួយនឹងផ្នែក 5.17.3 បង្ហាញពីការបម្រែបម្រួលរាងធៀប កម្លាំងកាត់ និងអង្កត់រងការសង្កត់អង្កត់ទ្រូង ។ រូបទី ៥.៣៨, ៥.៣៩ និង ៥.៤០ បង្ហាញពីរូបរាងខូចទ្រង់ទ្រាយរបស់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់នៅពេលរងម៉ូម៉ង់រមួល (torsional moment) ។ គេសន្មត់ឱ្យបន្ថែមកុងត្រាំងកាត់ដែលបណ្តាលពីការរមួល និងកម្លាំងកាត់នៅលើជ្រុងម្ខាងរបស់មុខកាត់ និងដាក់ឱ្យប្រឆាំងនៅលើជ្រុងឈម ។ ដែក transverse closed tie ត្រូវបានសិក្សាគណនាសម្រាប់ជ្រុងដែលនៅក្នុងនោះគេត្រូវបន្ថែមបន្ទុកនៃឥទ្ធិពលកម្លាំងកាត់ និងកម្លាំងរមួល ។

បន្ទុកខាងក្រៅដែលបង្កឱ្យមានម៉ូម៉ង់រមួលធំបំផុតមិនដូចគ្នានឹងបន្ទុកដែលបង្កឱ្យមានកម្លាំងកាត់អតិបរមានៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ទេ ។ គោលបំណងរបស់អ្នកសិក្សាគណនាគឺបូកបញ្ចូលតម្លៃខ្ពស់បំផុតនៃការរមួល និង

តម្លៃខ្ពស់បំផុតរបស់កម្លាំងកាត់ក្នុងការគណនាដែកទ្រនុង ។ នេះពិតជាមានសុវត្ថិភាព ។ គេអាចប្រើភាព ខុសគ្នានៃ កម្លាំងទាំងពីរនេះ ដើម្បីគណនា transverse reinforcement សម្រាប់កម្លាំងរមួលខ្ពស់បំផុត ជាមួយនឹងកម្លាំង កាត់ដែលកើតឡើងក្នុងពេលជាមួយគ្នា ឬក៏គណនាសម្រាប់កម្លាំងកាត់ខ្ពស់បំផុត ជាមួយនឹងកម្លាំងរមួលដែល កើតឡើងក្នុងពេលជាមួយគ្នា ដោយយកមួយណាដែលនាំឱ្យមានស៊ីស្តង់ខ្ពស់បំផុត ។ LRFD ប្រើម៉ូឌែលដែល ទប់ទល់ការរមួល nominal ដូចគ្នានឹង ACI:

$$T_n = \frac{2A_o A_t f_y \cot \theta}{s} \quad (12.37)$$

ដែល A_o = ក្រឡាផ្ទៃមុខកាត់ដែលព័ទ្ធជុំវិញដោយ shear flow path ដែលរួមបញ្ចូលទាំងប្រហោង

A_t = ក្រឡាផ្ទៃរបស់ជើងមួយនៃដែករងការទាញបិទជិត

θ = មុំនៃស្នាមប្រេះដែលបានជ្រើសរើសដោយ trial-and-adjustment ដោយប្រើតារាង ១២.៨

ដើម្បីកំណត់តម្លៃរបស់ θ , គេទទួលបានបម្រែបម្រួលរាងធៀប ϵ_x នៅក្នុងដែករងការទាញបិទជិត 12.27

លើកលែងសម្រាប់ការជំនួស V_u ដោយ

$$V_u = \sqrt{V_u^2 + \left(\frac{P_h T_u}{2A_o} \right)^2} \quad (12.38)$$

គេទទួលបានបរិមាណ transverse reinforcement តម្រូវការសម្រាប់កម្លាំងកាត់ពីសមីការ 12.21(a)

ជាមួយនឹងសមីការ 12.23(a) និង 12.25 មានន័យថា

$$V_n = \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v + \frac{A_v f_y d_v \cot \theta}{s} + V_p \quad (12.39)$$

ដូចនេះ សម្រាប់កម្លាំងកាត់គិតជា lb និងក្នុងត្រាំងគិតជា psi

$$\frac{A_v}{s} = \frac{V_n - (\beta \sqrt{f'_c} b_v d_v + V_p)}{f_y d_v \cot \theta} \quad (12.40a)$$

ប្រសិនបើគេប្រើខ្នាត ksi គេត្រូវគុណ β ដោយ 0.0316 ។ ហើយសម្រាប់ការរមួល ពីសមីការ 12.31

$$\frac{A_t}{s} = \frac{T_n}{2A_o f_y \cot \theta} \quad (12.40b)$$

ក្រឡាផ្ទៃសរុបរបស់ដែកទ្រនុង (web reinforcement) គឺ

$$\frac{A_{vt}}{s} = \frac{A_v}{s} + 2 \frac{A_t}{s} \quad (12.40c)$$

គេទទួលបានមុំ θ ពីរូបទី ១២.៩ ដោយប្រើក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ v ដូចខាងក្រោម

(a) មុខកាត់ប្រអប់:

$$V = \frac{V_u - \phi V_p}{\phi b_v d_v} + \frac{T_p P_h}{\phi A_{oh}^2} \quad (12.41)$$

(b) មុខកាត់ផ្សេងទៀត:

$$V = \sqrt{\left(\frac{V_u - \phi V_p}{\phi b_v d_v}\right)^2 + \left(\frac{T_u P_h}{\phi A_{oh}^2}\right)^2} \quad (12.42)$$

ដែល P_h = បរិមាត្ររបស់ខ្សែអ័ក្សនៃ enclosed transverse torsion reinforcement

A_{oh} = ក្រឡាផ្ទៃបិទជិតដោយខ្សែអ័ក្សនៃ closed torsional reinforcement ខាងក្រៅគេ
បំផុត

A_o = gross area ព័ទ្ធជុំវិញដោយ shear flow path (មើលរូបទី ៥.៤៥ សម្រាប់ការបង្ហាញ

A_o និង A_{oh} ដែល $A_o \cong 0.85 A_{oh}$)

T_u = ម៉ូម៉ង់រងមូលមេគុណ

ϕ = មេគុណរេស៊ីស្តង់

គេទទួលបានតម្លៃរបស់ β នៅក្នុងសមីការ 12.39 សម្រាប់កំណត់រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ V_c នៃបេតុងសុទ្ធនៅក្នុង
ទ្រនុងពី chart នៅក្នុងរូបទី ១២.៩ ។ ដើម្បីជៀសវាងកុំឱ្យដៃកបណ្តោយ yield គេត្រូវត្រួតពិនិត្យថាដែករងការ
ពត់នៅលើផ្ទៃរងការទាញត្រូវតែសមាមាត្រដើម្បីបំពេញលក្ខខណ្ឌខាងក្រោម:

$$\phi(A_s f_y + A_{ps} f_{ps}) \geq \frac{M_u}{d_v} + 0.5N_u + \cot \theta \sqrt{(V_u - 0.5V_s - V_p)^2 + \left(\frac{0.45T_u P_o}{2A_o}\right)^2} \quad (12.43)$$

ដែល P_o = បរិមាត្ររបស់ shear flow path

N_u = កម្លាំងតាមអ័ក្សអនុវត្តន៍, យកវិជ្ជមានប្រសិនបើជាកម្លាំងសង្កត់

១២.៧. AASTHO-LRFD Flexural-Strength Design Specifications vs. ACI Code Provisions

វាមានភាពខុសគ្នារវាងវិធីរបស់ AASTHO-LRFD flexural-strength design specification និង
ACI-318 code provisions ។ វិធី LRFD គឺផ្អែកលើតម្លៃកំណត់របស់បម្រែបម្រួលរាងធៀបដែលរៀបរាប់នៅ
ក្នុងកថាខណ្ឌ 12.3 និងគ្រប់គ្រងដោយផលធៀបនៃកម្លាំងអ័ក្សលើត c លើកម្លាំងប្រសិទ្ធភាព d_e ។ វិធីនេះក៏ ត្រូវ
បានគេហៅថា unified approach ដោយសារវាអាចអនុវត្តបានសម្រាប់ការសិក្សាគណនាស្ថានភាពកំណត់ចុង
ក្រោយ (ultimate) ចំពោះអង្កត់បេតុងអារម៍ អង្កត់បេតុងប្រេកុងត្រាំង និងអង្កត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងដោយផ្នែក ។
គេបានអនុវត្ត ACI 318 code strength provision សម្រាប់កំណត់ ultimate design strength f_{ps} នៅក្នុង
ឧទាហរណ៍ជាច្រើនដូចមាននៅក្នុងកថាខណ្ឌ 4.9 និង 4.10 ។ គេអនុវត្តវានៅក្នុងការសិក្សាគណនាអង្កត់បេតុងប្រេ
កុងត្រាំងពេញលេញ និងអង្កត់បេតុងប្រេកុងត្រាំងដោយផ្នែកនៅក្នុងគ្រឿងបង្កើនសំណង់ ។ AASTHO standard

specification បច្ចុប្បន្នដែលគណនាសមាមាត្រមុខកាត់អង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំងដែលរងការពត់គឺអនុវត្តតាម ACI code provisions ។ LRFD alternative ដែលជាវិធី rational design មានការអនុវត្ត strain limits unified procedure ។ តារាងទី ១២.៩ បង្ហាញពីការប្រៀបធៀបជាសង្ខេបដែលបង្ហាញភាពខុសគ្នារវាង សមីការដែលបានកំណត់នៅក្នុងវិធីទាំងពីរនេះ ។

Table 12.9 LRFD and ACI Provisions for Ultimate Strength Flexural Design

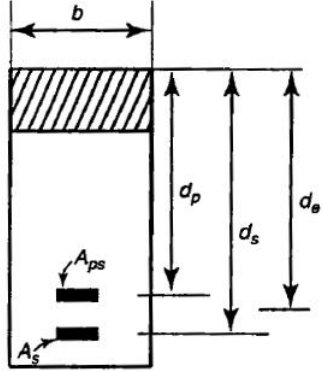
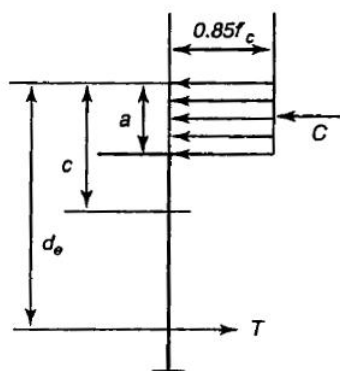
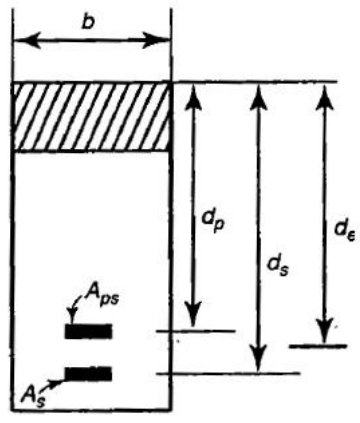
ACI Code	AASHTO-LRFD
Notation	
d to nonprestressed reinforcement d_p to prestressed reinforcement d' to compression steel $\rho_p, \rho, \rho' \dots \rho = \frac{A_s}{bd}$ $\omega = \rho \frac{f_y}{f'_c} = \frac{A_s f_y}{b d f'_c}$ $\omega_p = \rho_p \frac{f_{ps}}{f'_c} = \frac{A_{ps} f_{ps}}{b d_p f'_c}$ $\omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega')$	d_s to nonprestressed reinforcement $d_c = \frac{A_{ps} f_{ps} d_p + A_s f_y d_s}{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y}$ 
Maximum Flexural Reinforcement	
Reinforced Concrete and Prestressed Concrete Maximum redistribution factor = 1000 ϵ_r , percent, where $\epsilon_r = 0.003 \left(\frac{d_t}{c} - 1 \right)$, provided: $\omega_p + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \leq 0.24 \beta_1$ for rectangular sections and: $\omega_{pw} + \frac{d}{d_p} (\omega_w - \omega'_w) < 0.24 \beta_1$ for T-section behavior	All Cases - RC, PC, PPC Rectangular or T Section: $20 \left(1 - 2.36 \frac{c}{d_r} \right)$ in % provided: $\frac{c}{d_r} \leq 0.28$ 

Table 12.9 Continued

ACI Code	AASHTO-LRFD
Minimum Reinforcement	
Reinforced Concrete $\rho \geq \rho_{\min} \geq \frac{200}{f_y} \geq \frac{3.5\sqrt{f'_c}}{f_y}$ (For T-sections, ρ is based on web only) Prestressed and Partially Prestressed Concrete: $\phi P_n \geq 1.2 P_{cr}$	All Cases: $\phi M_n \geq 1.2 M_{cr}$ $\phi M_n \geq 1.33 M_u$ Particular result for reinforced concrete: $\rho \geq \rho_{\min} = \frac{0.03f'_c}{f_y}$ (For T-sections, ρ is based on web only)
Stress in Bonded Prestressing Steel at Ultimate Resistance in Bending	
Prestressed and Partially Prestressed Concrete-Bonded Tendons $f_{ps} = f_{pu} \left[1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left\{ \rho_p \frac{f_{pu}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right\} \right]$ where: $\left[\rho_p \frac{f_{pu}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} (\omega - \omega') \right] \geq 0.17$ $d' < 0.15 d_p$ $\gamma_p = 0.28$ for $f_{py} \geq 0.90 f_{pu}$ (Low Lax) 0.40 for $f_{py} \geq 0.85 f_{pu}$ [normal] 0.55 for $f_{py} \geq 0.80 f_{pu}$ (bars) $\beta_1 = 0.85$ for $f'_c \leq 4$ ksi 0.65 for $f'_c \geq 8$ ksi $0.85 - 0.05 (f'_c - 4)$ for $4 \leq f'_c \leq 8$ ksi	PC and PPC Bonded Tendons: $f_{ps} = f_{pu} \left(1 - k \frac{c}{d_p} \right)$ $k = 2 \left(1.04 - \frac{f_{py}}{f_{pu}} \right)$ 

១២.៨. វិធីសិក្សាគណនាជាជំហានៗ (Step-by-Step Design Procedure (LRFD))

ខាងក្រោមជាការសង្ខេបនៃជំហានក្នុងការសិក្សាគណនា:

- កំណត់ថាតើគេត្រូវជ្រើសរើសកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងដោយផ្នែក ឬអត់
- ជ្រើសរើសម៉ូឌុលពត់ និងកម្លាំងកាត់ពីតារាង 12.2(a) និង (b) ផ្នែក 12.7 ។

3. អនុវត្តតាមជំហានបន្តបន្ទាប់សម្រាប់គណនាអង្កត់រងការពត់បង្គោលដែលមានរៀបរាប់នៅក្នុងជំហាន ២ រហូតដល់ជំហានទី ១០ នៃផ្នែក 4.13 ក្នុងជំពូក ៤ និង flowchart នៃរូបទី ១២.១០ នៅពេលប្រើ

LRFD method សម្រាប់ការគណនាអង្កត់រងការពត់បង្គោល ។ ជាទូទៅ $d_v = (d_e - a/2)$ ។

4. កំណត់កម្លាំងកាត់មេគុណ V_u ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអនុវត្តន៍ទាំងអស់នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះដែលស្ថិតនៅចម្ងាយ d_v ឬ $0.5d_v \cot \theta$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រ ដោយយកមួយណាដែលធំជាងគេ ដែល

$$d_e = \text{កម្ពស់ប្រសិទ្ធភាពដូចបង្ហាញនៅក្នុងតារាង ១២.៩}$$

$$= d_p \text{ ប្រសិនបើគេមិនប្រើដែកពង្រឹងធម្មតា}$$

5. គណនាបង្កុំកម្លាំងកាត់របស់កាបប្រែក្នុងត្រាំង V_p ។ ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់មេគុណគឺ

$$v = \frac{V_u - \phi V_p}{\phi b_v d_v}$$

ក្នុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ដែលអាចមាន nominal $v_c = v/h$

6. គណនា v/f'_c និងសន្មត់តម្លៃរបស់ θ ។ ការសន្មត់ដំបូងសម្រាប់ធ្វើមរងប្រែក្នុងត្រាំងគឺ

$$\theta = 25^\circ$$

7. គណនាបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងដែករងការទាញដើម្បីទទួលបានតម្លៃសាកល្បង θ និង β

នៅក្នុង តារាង ១២.៨

$$\epsilon_x = \left[\frac{\frac{M_u}{d_v} + 0.5N_u + 0.5V_u \cot \theta - A_{ps} f_{po}}{2(E_s A_s + E_{ps} A_{ps})} \right] F_e \leq 0.002$$

ដែល $f_{po} \cong 0.70 f_{pu}$

f_{ce} = ក្នុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងបេតុងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកទាញដោយគិតទាំងកម្លាំង

ប្រែក្នុងត្រាំងបន្ទាប់ពីកំហុតបង់ និងបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ទាំងអស់ ។

ប្រសិនបើបម្រែបម្រួលរាងធៀបនៅក្នុងដែករងការទាញអវិជ្ជមាន គេត្រូវគុណ ϵ_x ដោយមេគុណ

F_ϵ :

$$F_\epsilon = \frac{E_s A_s + E_{ps} A_{ps}}{E_c A_c + E_s A_s + E_{ps} A_{ps}}$$

A_c = ក្រឡាផ្ទៃរបស់បេតុងនៅផ្នែករងការទាញដោយសារពត់បង្គោលរបស់អង្កត់

8. បញ្ចូលទៅក្នុង LRFD រូបទី ១២.៩ ម្តងទៀត ជាមួយនឹងតម្លៃ v/f'_c និង ϵ_x ប្រសិនបើមុំ θ មិនមានតម្លៃក្បែរនឹងតម្លៃសន្មត់នៅក្នុងការសាកល្បងឡើងដំបូងទេនោះ ដើម្បីទទួលបានតម្លៃកែតម្រូវ

របស់ β ។ បើមិនដូច្នោះទេ គណនា V_c ពីសមីការ 12.23 ដែល $V_c = \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v (lb)$ ឬ $V_c = 0.0316 \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v (kip)$ ដោយប្រើតម្លៃ β ដែលបានពី chart នៅក្នុងរូបទី ១២.៩ ។

9. គណនា V_s សម្រាប់ដៃកម្រិតទ្រនុង ក្រោយពេលកំណត់តម្លៃរបស់ V_c រួចហើយ ។ កំណត់គំលាតរបស់ដៃកម្រិតកាត់ដែលត្រូវគ្នាពី៖

$$A_v = 0.036 \sqrt{f'_c} \frac{b_v s}{f_y}$$

10. នៅក្នុងតំបន់នៃកុងត្រាំងកាត់ធំ ធានាថាបរិមាណរបស់ដៃកបណ្តោយ A_s និង A_{ps} ត្រូវបំពេញសមីការខាងក្រោម៖

$$A_s f_y + A_{ps} f_{ps} \geq \left[\frac{M_u}{d_v \phi} + 0.5 \frac{N_u}{\phi} + \left(\frac{V_u}{\phi} - 0.5 V_s - V_p \right) \cot \theta \right]$$

គេណែនាំឱ្យធ្វើការត្រួតពិនិត្យនៅត្រង់ផ្ទៃនៃ bearing ដែលស្ថិតនៅលើប្រវែងផ្ទេររបស់ strand ដែលមិនមានកើតកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពពេញលេញ ។

11. នៅពេលមានការរួមរួមផ្សំជាមួយនឹងកម្លាំងកាត់ និងការពត់បង្កោង គេចាំបាច់ត្រូវអនុវត្តតាមជំហានខាងក្រោម

$$\text{កម្លាំងរមួល nominal } T_n = \frac{2 A_o A_t f_y \cot \theta}{s}$$

បម្រែបម្រួលរាងឆៀបនៅក្នុងដៃករងការទាញ

$$\epsilon_s = \left[\frac{\frac{M_u}{d_v} + 0.5 N_u + 0.5 \cot \theta \sqrt{V_u^2 + \left(\frac{P_h T_u}{2 A_o} \right)} - A_{ps} f_{po}}{2 (E_s A_s + E_{ps} A_{ps})} \right] F_e \leq 0.002$$

$$\text{ដែល } f_{po} = 0.70 f_{pu}$$

រស្មីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal

$$V_n = V_c + V_s + V_p = \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v + \frac{A_v f_y d_v \cot \theta}{s} + V_p$$

$$\text{ដែល } d_v = (d_p - a/2)$$

ដៃកកម្លាំងកាត់

$$\frac{A_v}{s} = \frac{V_n - 0.0316 \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v + V_p}{f_y d_v \cot \theta}$$

កម្លាំងគិតជា kips ហើយកុងត្រាំងគិតជា ksi ។ សម្រាប់ការប្រើ lb និង psi យកមេគុណ 0.0316 ចេញ ។

ដែកកម្រិត

$$\frac{A_t}{s} = \frac{T_n}{2A_o f_y \cot \theta}$$

ដែកទ្រនុងបិទជិតសរុប (total web closed ties reinforcement)

$$\frac{A_{vt}}{s} = \frac{A_v}{s} + 2 \frac{A_t}{s}$$

កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់ v សម្រាប់ទទួលបានមុំ θ

(a) មុខកាត់ប្រអប់:

$$v = \frac{V_u - \phi V_p}{\phi b_v d_v} + \frac{TP_h}{\phi A_o h^2}$$

(b) មុខកាត់ផ្សេងទៀត

$$v = \sqrt{\left(\frac{V_u - \phi V_p}{\phi b_v d_v} \right)^2 + \left(\frac{TP_h}{\phi A_o h^2} \right)^2}$$

ដើម្បីជៀសវាងកុំឱ្យដែករងការទាញបណ្តោយ yield:

$$\phi(A_s f_s + A_{ps} f_{ps}) \geq \frac{M_u}{d_v} + 0.5N_u + \cot \theta \sqrt{(V_n - 0.5V_t - V_p)^2 + \left(\frac{0.45T_u P_h}{2A_o} \right)^2}$$

12. ត្រួតពិនិត្យកម្លាំងកាត់ interface ដែក:

$$v_n A_{cv} \leq \phi V_n$$

ដែល $V_n = cA_{cv} + \mu(A_{vf} f_y)$

$$v_{uh} \leq \phi \left(0.1 + \frac{A_{vf}}{A_{cv}} \right)$$

ដែល $A_{vf} = \frac{0.05b_v s}{f_y}$ (f_y គិតជា ksi)

យករេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal ជាតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម

$$V_n \leq 0.20 f'_c A_{cv}$$

$$\text{ឬ } V_n \leq 0.80 A_{cv}$$

ដែល $c =$ មេគុណស្អិត (cohesion factor)

$\mu =$ មេគុណកកិត

$A_{cr} =$ ក្រឡាផ្ទៃ interface បេតុង $= b_v I_v$

$A_{vf} =$ ក្រឡាផ្ទៃរបស់ដែកកម្លាំងកាត់ដែលកាត់តាមប្លង់កម្លាំងកាត់នៅក្នុងផ្ទៃ A_{cv}

ϕ = មេគុណកាត់បន្ថយស៊ីស្តង់

ក្នុងករណីដែល $v_{uh} / \phi > 100 \text{ psi}$ គេត្រូវកម្រិតដែនកំណត់របស់ A_{vf} ។

រូបទី ១២.១០ បង្ហាញពី flowchart សម្រាប់ជំហានដែលត្រូវអនុវត្តដើម្បីកំណត់ស៊ីស្តង់ម៉ូម៉ង់

nominal សម្រាប់ bonded tendons និង unbonded tendons ។

13. គំណាត់អនុញ្ញាតអតិបរមារបស់ដែកកម្លាំងកាត់ទ្រនុង (web shear reinforcement)

$$s \leq 0.75h \leq 24in.$$

ប្រសិនបើ $V_s > 4\sqrt{f'_c} b_w d$, កាត់បន្ថយគំណាត់ 50%

សម្រាប់គំណាត់ dowel reinforcement

$$\text{ប្រសិនបើ } V_u < 0.1f'_c b_v d_v, \quad s \leq 0.8d_v \leq 24in.$$

$$\text{ប្រសិនបើ } V_u > 0.1f'_c b_v d_v, \quad s \leq 0.4d_v \leq 12in.$$

ដែល b_v = ទទឹងនៃផ្ទៃប៉ះសម្រាប់កម្លាំងកាត់ដែក

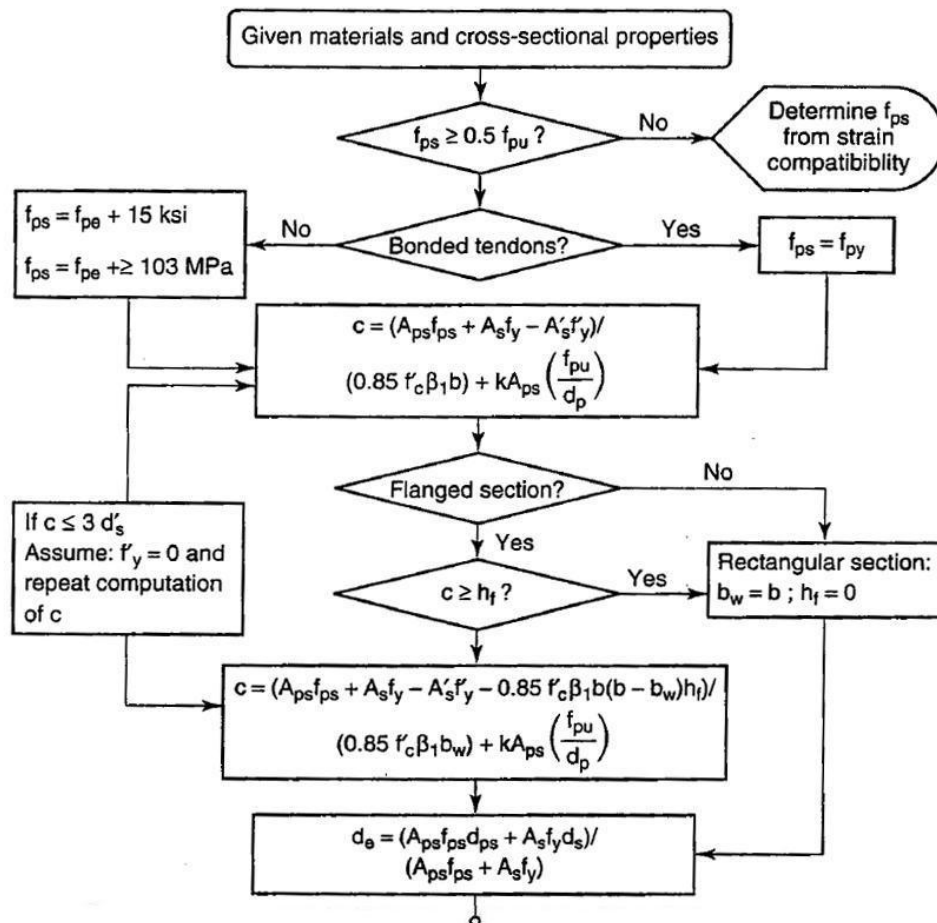


Figure 12.10 Nominal moment strength of prestressed section with bonded and unbonded reinforcement (Ref. 12.15).

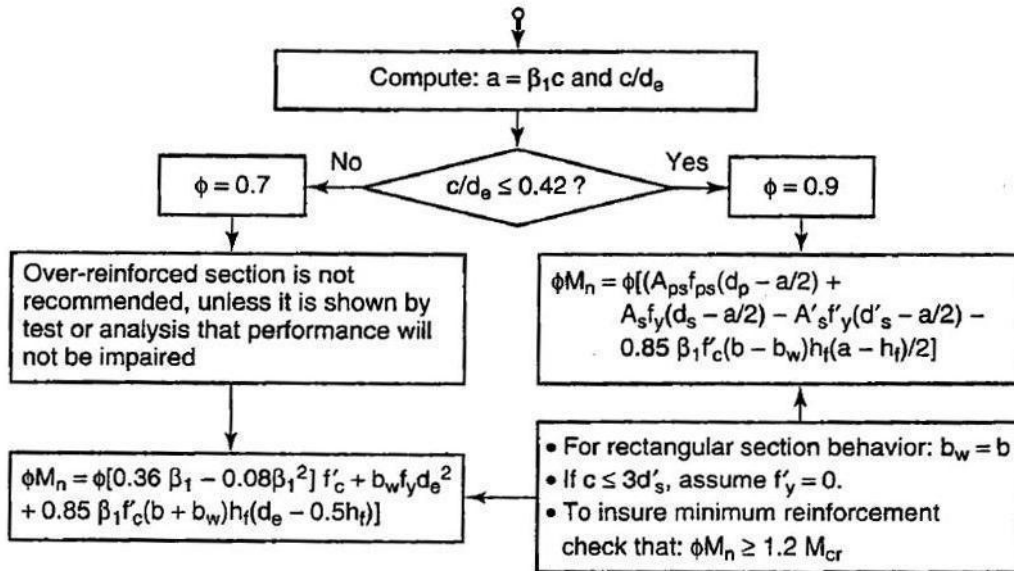


Figure 12.10 Continued

១២.៩. LFRD Design of Bulb-Tee Bridge Deck

ឧទាហរណ៍ ១២.១: សិក្សាគណនាផ្ទៃមេ AASTHO-PCI bulb-tee ខាងក្នុងដែលមានទម្រង់សាមញ្ញនៃស្ពានកម្រាលសមាសដែលគ្មាន *skews* ។ ផ្ទៃមេនេះមានប្រវែង 120 ft (36.6m) ។ គ្រឿងបង្កើតខាងលើ (super-structure) ធ្វើឡើងដោយ pretensioned beam ចំនួន 6 ដែលមានគំលាតពីមួយទៅមួយចម្ងាយ 9 ft (2.74m) ដែលគិតពី អ័ក្សទៅអ័ក្ស ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត ១២.១១ ។ ស្ពានមានកម្រាស់បេតុងចាក់នៅនឹងកន្លែងកម្រាស់ 8 in. (203mm) ជាមួយនឹង wearing surface ពីខាងលើកម្រាស់ 2 in. ។ បន្ទុកអថេរគណនាគឺ HL-93 AASTHO-LRFD fatigue loading ។

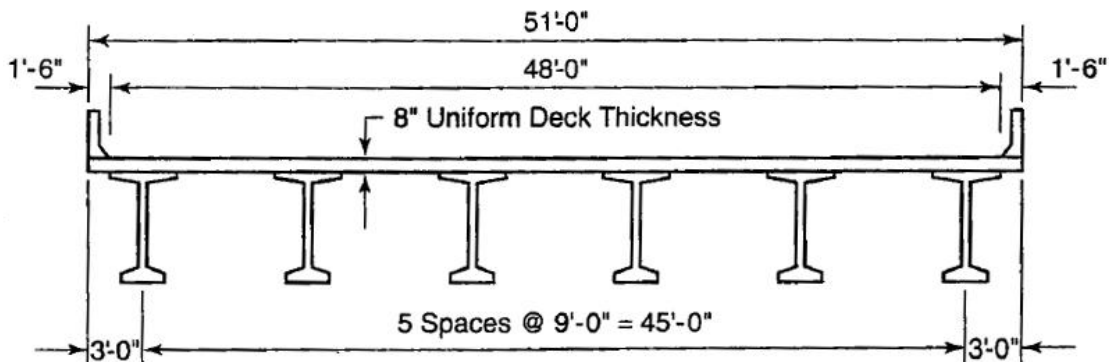


Figure 12.11 Bulb-tee Bridge Deck Cross Section in Example 12.1 (Ref. 12.11)

សន្មតថាស្ថាននេះស្ថិតនៅក្នុងតំបន់រញ្ជួយដីតូច ។ គេឱ្យ

ក្នុងត្រង់អនុញ្ញាតអតិបរមា:

កម្រិតស្ថាន $f'_c = 4,000 \text{ psi}$ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$$f_c = 0.60 f'_c = 2,400 \text{ psi}$$

ថ្នើម្ភ bulb-tee $f'_c = 6,500 \text{ psi}$

$$f'_{ci} = 5,500 \text{ psi}$$

$$f_c = 0.60 f'_c = 3,900 \text{ psi} \quad \text{Service III}$$

$$f_c = 0.45 f'_c = 2,925 \text{ psi} \quad \text{Service I}$$

$$f_{ci} = 0.60 f'_c = 3,480 \text{ psi}$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c} = 484 \text{ psi}$$

$$f_{pu} = 270,000 \text{ psi}$$

$$f_{py} = 0.90 f_{pu} = 243,000 \text{ psi}$$

$$f_{pi} = 0.75 f_{pu} = 202,500 \text{ psi}$$

$$f_y = 60,000 \text{ psi}$$

$$E_{ps} = 28.5 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

$$E_s = 29.0 \cdot 10^6 \text{ psi}$$

លក្ខណៈមុខកាត់:

$$A_c = 767 \text{ in.}^2$$

$$h = 72 \text{ in.}$$

$$I_c = 545,894 \text{ in.}^4$$

$$c_b = 36.60 \text{ in.}$$

$$c_t = 35.40 \text{ in.}$$

$$S_b = 14,915 \text{ in.}^3$$

$$S^t = 15,421 \text{ in.}^3$$

$$r^2 = \frac{I_c}{A_c} = \frac{545,894}{767} = 712 \text{ in.}^2$$

$$W_D = 799 \text{ plf}$$

ដំណោះស្រាយ:

1. ទទឹងកម្រាលបំប្លែង (Transformed Deck slab controlling width)

គណនាទទឹងស្លាបបំប្លែង

$$E_{cs} = 33w^{1.5}\sqrt{f'_c} = 33 \times (1.5)^{1.5} \sqrt{4,000} = 3,830 \text{ ksi}$$

$$\text{នៅពេលផ្ទុក} \quad E_{ci} = 33(1.5)^{1.5} \sqrt{5,500} = 4,500 \text{ ksi}$$

$$\text{ក្រោម service} \quad E_{ce} = 33(1.5)^{1.5} \sqrt{6,500} = 4,890 \text{ ksi}$$

ទទឹងស្លាបប្រសិទ្ធភាពគឺតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម

$$(i) \quad \frac{1}{4} \text{ ល្វែង} = \frac{120 \times 12}{4} = 360 \text{ in.}$$

$$(ii) \quad 12h_f + \text{កម្រាស់ទ្រនុងដែលធំជាងគេ ឬ} \frac{1}{2} \text{ ទទឹងស្លាបខាងលើ,}$$

$$b = 12 \times 7.5 + 0.5 \times 42 = 111 \text{ in.}$$

$$(iii) \quad \text{គំលាតមធ្យមរវាងថ្នើម្ភ} = 9 \times 12 = 108 \text{ in.}$$

ដូចនេះ ទទឹងស្លាប = 108in.

$$\text{ផលធៀបម៉ូឌុល } n_s = \frac{E_{cs}}{E_c} = \frac{3,830}{4,890} = 0.78$$

ទទឹងបំប្លែង (transformed) $b_m = n_s b = 0.78 \times 108 = 84\text{in.}$

2. លក្ខណៈរបស់មុខកាត់សមាស

គេមិនចាំបាច់គិតពីការចូលរួមនៃ deck concrete haunch ទៅក្នុង I'_c ទេ ដោយសារភាពកោង (camber) របស់អង្កត់ចាក់ស្រាប់ ។

$$A'_c = 1,397\text{in.}^2$$

$$h = 80\text{in.}$$

$$I_{cc} = 1,095,290\text{in.}^4$$

$$c_{bc} = 54.6\text{in.} \quad \text{ទៅសរសៃខាងក្រោមបំផុត}$$

$$c_{tc} = 72 - 54.6 = 17.4\text{in.} \quad \text{ទៅសរសៃខាងលើបំផុតរបស់ផ្ទឹមចាក់ស្រាប់}$$

$$c_{tsc} = 80 - 54.6 = 25.4\text{in.} \quad \text{ទៅសរសៃខាងលើបំផុតរបស់កម្រាល}$$

$$S_{bc} = \frac{1,095,290}{54.6} = 20,060\text{in.}^3$$

$$S_c^t = \frac{1,095,290}{17.4} = 62,950\text{in.}^3$$

$$S_c^{ts} = \frac{1,095,290}{25.4 \times 0.78} = 55,284\text{in.}^3$$

3. ម៉ូម៉ង់ពត់បង្គោល និងកម្លាំងកាត់ (bending moments and shear forces)

$$\text{កម្រាល:} \quad W_{SD1} = \frac{8}{12} \times 9 \times 150 = 900\text{lb} / \text{ft}$$

$$\text{ទម្ងន់បង្កាន់ដែក (barrier weight):} \quad W_{SD2} = \frac{2\text{barriers}(300\text{lb} / \text{ft})}{6\text{beams}} = 100\text{lb} / \text{ft}$$

$$2\text{in. future-wearing surface:} \quad W_{SD3} = \frac{2}{12} \times \frac{48\text{ft}}{6\text{beams}} \times 150 = 200\text{lb} / \text{ft}$$

បន្ទុកអថេរ (truck load) នៅក្នុង LRFD ផ្អែកលើ HL-93 truck fatigue loading ។

clear width ពីរូបទី ១២.១២ = 48 ft (14.6m)

$$\text{ចំនួន lanes} = \frac{48}{12} = 4 \text{ lanes}$$

(a) មេគុណបែងចែកសម្រាប់ម៉ូម៉ង់ (Distribution factor for moment)

សម្រាប់ lane load 2 ឬច្រើនជាងនេះ មេគុណបែងចែកបន្ទុកសម្រាប់ម៉ូម៉ង់ពត់ (តារាង ១២.៣b)

$$DFM = 0.075 + \left(\frac{S}{9.5}\right)^{0.6} \left(\frac{S}{L}\right)^{0.2} \left(\frac{K_g}{12t_s^3 L}\right)^{0.1}$$

ក្នុងករណីដែល

គំលាតផ្ទឹម: $3.5 \leq S \leq 16$ ជាក់ស្តែង $S = 9.0 \text{ ft}$ O.K.

កម្រាលស្ពាន: $4.5 \leq T_s \leq 12$ ជាក់ស្តែង $T_s = 7.5 \text{ in.}$ O.K.

ល្វែង: $20 \leq L \leq 240$ ជាក់ស្តែង $L = 120 \text{ ft}$ O.K.

ចំនួនផ្ទឹម: $N_b > 4$ ជាក់ស្តែង $N_b = 6$ O.K.

e_g = ចម្ងាយរវាងទីប្រជុំទម្ងន់របស់ផ្ទឹម និងកម្រាល

$$= \frac{7.5}{2} + 0.5 + 35.4 = 39.65 \text{ in.}$$

$$n = \frac{E_c}{E_{sc}} = \frac{4,890}{3,830} = 1.28$$

$$K_g = n(I_c + A_c e_g^2)$$

$$= 1.28[545,894 + 767(39.65)^2] = 2,242,191 \text{ in.}^4$$

$$\text{ដូចនេះ } DFM = 0.075 + \left(\frac{9}{9.5}\right)^{0.6} \left(\frac{9}{120}\right)^{0.2} \left[\frac{2,242,191}{12(7.5)^3(120)}\right]^{0.1} = 0.732 \text{ lanes/beam}$$

សម្រាប់ design lane load មួយ, ពីតារាង ១២.៣b

$$DFM = 0.06 + \left(\frac{S}{14}\right)^{0.4} \left(\frac{S}{L}\right)^{0.3} \left(\frac{K_g}{12t_s^3 L}\right)^{0.1}$$

$$= 0.06 + \left(\frac{9}{14}\right)^{0.4} \left(\frac{9}{120}\right)^{0.3} \left[\frac{2,242,191}{12(7.5)^3(120)}\right]^{0.1} = 0.499 \text{ lanes/beam}$$

ដូចនេះ ករណី lane load ពីរ ឬច្រើនជាងពីរ គេបានមេគុណបែងចែកម្ល៉ឹងធំជាង ដូចនេះគេបាន

$$DFM = 0.732 \text{ lanes/beam}$$

Fatigue moment

ម្ល៉ឹងត្រូវបានគិតសម្រាប់ single design truck ដែលមានទម្ងន់ភ្លៅ (axle) ដូចគ្នា ដូចនៅក្នុង ស្ថានភាពកំណត់ដទៃទៀត ប៉ុន្តែជាមួយនឹងគំលាតថេរ 30 ft ចន្លោះ 32 kips axles ។ គេប្រើ lane factor 1.2 សម្រាប់ fatigue ដើម្បីកាត់បន្ថយមេគុណ DFM ដែលលុប ។ ពីតារាង ១២.២a, មេគុណ បន្ទុក (load factor) គឺ 0.75 ហើយមេគុណទង្គិច (impact factor) (IM) សម្រាប់ fatigue = 15% ។

ដូចនេះ ម្ល៉ឹងពត់ fatigue truckload ក្លាយជា:

$$M_f = (\text{bending moment per lane})(DFM / 1.2)(1 + IM)$$

$$\begin{aligned}
 M_f &= (\text{bending moment per lane}) \left(\frac{0.499}{1.2} \right) (1 + 0.15) \\
 &= (\text{bending moment per lane}) (0.415) (1.15) \\
 &= (0.478) (\text{bending moment per lane})
 \end{aligned}$$

(b) មេគុណបែងចែកសម្រាប់កម្លាំងកាត់ (Distribution factor for shear)

ពីតារាង ១២.៣ (a),

សម្រាប់ lane load ពីរ ឬច្រើនជាងនេះ

$$DFV = 0.2 + \left(\frac{S}{12} \right) - \left(\frac{S}{36} \right)^2$$

ក្នុងករណីដែល:

គំលាតផ្ទៃមុខ: $3.5 \leq S \leq 16$ ជាក់ស្តែង $S = 9.0 \text{ ft}$ O.K.

កម្រាលស្ពាន: $4.5 \leq T_s \leq 12$ ជាក់ស្តែង $T_s = 7.5 \text{ in.}$ O.K.

ល្វែង: $20 \leq L \leq 240$ ជាក់ស្តែង $L = 120 \text{ ft}$ O.K.

$10,000 \leq K_g \leq 7,000,000$ ជាក់ស្តែង $K_g = 2,242,191 \text{ in.}^4$ O.K.

ដូចនេះ, $DFV = 0.2 + \left(\frac{9}{12} \right) - \left(\frac{9}{36} \right)^2 = 0.887 \text{ lanes/beam}$

សម្រាប់ design lane load មួយ, ពីតារាង ១២.៣a

$$DFV = 0.36 + \left(\frac{S}{25.0} \right) = 0.36 \left(\frac{9.0}{25.0} \right) = 0.720 \text{ lanes/beam}$$

ដូចនេះ ករណី lane load ពីរ ឬច្រើនជាងពីរ គេបានមេគុណបែងចែកកម្លាំងកាត់ធំជាង ដូចនេះគេបាន

$$DFV = 0.887 \text{ lanes/beam}$$

4. បន្សំបន្ទុក (Load combinations)

បន្ទុកមេគុណសរុប, $Q = \eta \sum \gamma_i q_i$

ដែល η = មេគុណដែលទាក់ទងទៅនឹងភាពស្ម័គ្រចិត្ត (ductility), អញ្ញាតលើស (redundancy) និងភាពសំខាន់នៃដំណើរការ (operational importance)

γ_i = មេគុណបន្ទុក

q_i = បន្ទុក

យក $\eta = 1.0$ សម្រាប់គ្រប់ការអនុវត្តទាំងអស់នៅក្នុងឧទាហរណ៍នេះ

ធ្វើការអង្កេតគ្រប់បន្ទុកទាំងអស់ដែលមាននៅក្នុងតារាង ១២.២ (a) និង (b) ។ ករណីដែលលុបគឺ ដូចខាងក្រោម៖

(a) Service I សម្រាប់កុងត្រាំងសង្កត់នៅក្នុងអង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំង

$$Q = 1.0(DC + DW) + 1.0(LL + IM)$$

(b) Service III សម្រាប់កុងត្រាំងទាញនៅក្នុងអង្កត់បេតុងប្រកុងត្រាំង

$$Q = 1.0(DC + DW) + 0.8(LL + IM)$$

(c) Strength I សម្រាប់ ultimate strength:

$$\text{តម្លៃអតិបរមារបស់ } Q = 1.25DC + 1.50DW + 1.75(LL + IM)$$

$$\text{តម្លៃអប្បបរមារបស់ } Q = 0.90DC + 0.65DW + 1.75(LL + IM)$$

(d) Fatigue សម្រាប់ត្រួតពិនិត្យកុងត្រាំងនៅក្នុង strands

$$Q = 0.75(LL + IM)$$

(fatigue Q ជាបន្ទុកពិសេសសម្រាប់ត្រួតពិនិត្យកុងត្រាំងទាញនៅក្នុង strands ដែល បណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ និង dynamic allowance)

5. កម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់ពត់គ្មានមេគុណ (Unfactored shear forces and bending moments)

(a) Truck Loads

កម្លាំងកាត់ truck load:

$$\begin{aligned} V_{LT} &= (\text{shear force per lane})(DFV)(1 + IM) \\ &= (\text{shear force per lane})(0.887)(1 + 0.33) \\ &= 1.180(\text{shear force per lane}) \text{ kips} \end{aligned}$$

ម៉ូម៉ង់ពត់ truck load:

$$\begin{aligned} M_{LT} &= (\text{moment per lane})(DFM)(1 + IM) \\ &= (\text{moment per lane})(0.732)(1 + 0.33) \\ &= 0.974(\text{moment per lane}) \text{ ft-kips} \end{aligned}$$

$$LT = \text{បន្ទុកអថេររបស់ truck}$$

(b) Lane Loads

សម្រាប់ lane load ដែលមិនមានអនុវត្ត dynamic allowance

$$\begin{aligned} V_{LL} &= (\text{shear force per lane})(DFV) \\ &= (\text{shear force per lane})(0.887) \text{ kips} \end{aligned}$$

$$M_{LL} = (\text{moment per lane})(DFM)$$

$$= (\text{moment per lane})(0.732) \text{ ft} - \text{kips}$$

Lane load ពីរូបទី ១២.៤, បន្ទុកនៅលើស្ពាននេះដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១២.១២ ។

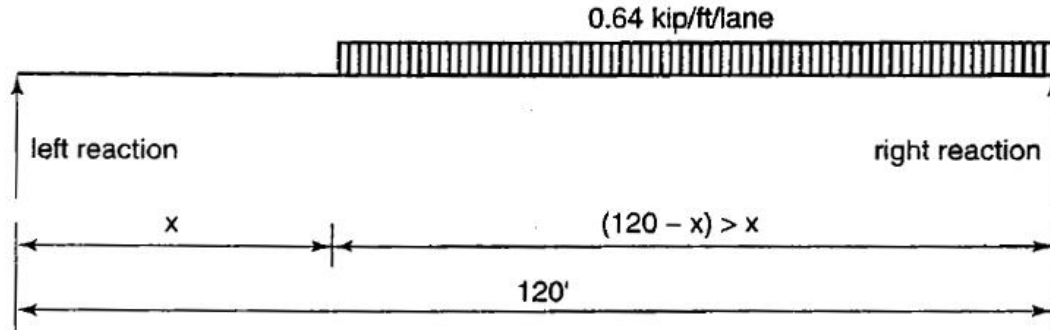


Figure 12.12 Truck load per lane

6. គណនាម៉ូម៉ង់ និងកម្លាំងកាត់ (Computation of moments and shears)

(a) Lane Loads ($DFV = 0.887$, $DFM = 0.732$)

(i) មុខកាត់ទម្រ:

កម្លាំងកាត់នៅត្រង់ទម្រខាងឆ្វេង ($x = 0$) ពីសមីការ 12.6(a) និងរូបទី ១២.១២:

$$\begin{aligned} V_{LL} &= \frac{0.64}{2L} (L - x)^2 (DFV) \\ &= \frac{0.64}{2 \times 120} (120)^2 (0.887) = 34.1 \text{ kisp} \end{aligned}$$

ពីសមីការ 12.6 (b), និង $DFM = 0.732$

$$M_{LL} = \frac{0.64(x)(L - x)}{2} (DFM) = 0 \text{ ft} - \text{kip}$$

(ii) មុខកាត់នៅត្រង់ 24ft ពីទម្រ:

កំណត់ V_{LL} និង M_{LL} នៅត្រង់ $x = 24 \text{ ft}$ ពីទម្រខាងឆ្វេង

$$\begin{aligned} V_{LL} &= \frac{0.64}{2 \times 120} (120 - 24)^2 (0.887) = 21.8 \text{ kips} \\ M_{LL} &= \frac{0.64(24)(120 - 24)}{2} (0.732) = 539.7 \text{ ft} - \text{kip} \end{aligned}$$

(b) Truck live loads ($DFV = 1.180$, $DFM = 0.974$)

គេត្រូវគិតបញ្ចូល Impact factor $IM = 33\%$ ដូចនេះ យើងទទួលបានតម្លៃ DFV និង DFM ធំជាងមុន

(i) មុខកាត់ទម្រ:

ពីតារាង ១២.៤,

$$\begin{aligned} V_{LT} &= \frac{72[(L-x)-9.33]}{L}(DFV) \\ &= \frac{72[(120-0.0)-9.33]}{120}(1.180) = 78.1 \text{ kips} \end{aligned}$$

ពីតារាង ១២.៥,

$$\begin{aligned} M_{LT} &= \frac{72(x)[(L-x)-9.33]}{L}(DFM) \\ &= 0 \text{ ft} - \text{kip} \text{ សម្រាប់ម៉ូម៉ង់ត្រង់ទម្រ} \end{aligned}$$

(ii) មុខកាត់នៅត្រង់ 24 ft ពីទម្រ :

$$\begin{aligned} V_{LT} &= \frac{72[(120-24)-9.33]}{120}(1.180) = 61.4 \text{ kips} \\ M_{LT} &= \frac{72(24)[(120-24)-9.33]}{120}(0.974) = 1215.0 \text{ ft} - \text{kip} \end{aligned}$$

(c) Fatigue moment នៅត្រង់ 24 ft (DFM = 0.478)

ពីតារាង ១២.៧

$$M_f = \frac{72(x)[(L-x)-18.22]}{L}(DFF)$$

ពីលើកមុន, DFF = 0.478

$$\text{ដូចនេះ} \quad M_f = \frac{72(24)[(120-24)-18.22]}{120}(0.478) = 535.8 \text{ ft} - \text{kip}$$

(d) Shears and moments ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរ

បន្ទុកដែលត្រូវពិចារណាគឺម្នាក់ៗ (W_D) បូកនឹងកម្រាល deck និង haunches (W_{SD1}) និង wearing surface (W_{SD3}) ដែលត្រូវក្រាលនៅពេលអនាគត ។

ដោយសារវាជាផ្ទៃទម្រសាមញ្ញ ដូចនេះកម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់តាមបណ្តោយល្វែងគឺ:

$$V_x = W_D(0.5L - x)$$

$$M_x = 0.5W_Dx(L - x)$$

គិតមុខកាត់ត្រង់ 24 ft ពីទម្រខាងខាងឆ្វេង ហើយគណនាកម្លាំងកាត់

និងម៉ូម៉ង់ដែលបណ្តាលពីម្នាក់ៗផ្ទាល់ $W_D = 0.799 \text{ kip} / \text{ft}$:

$$V_x = 0.799(0.5 \times 120 - 24) = 28.8 \text{ kips}$$

$$M_x = 0.5 \times 0.799 \times 24(120 - 24) = 920.4 \text{ ft} - \text{kip}$$

តារាង ១២.១០ និង ១២.១១ បង្ហាញពីកម្លាំង និងម៉ូម៉ង់ដែលត្រូវការសម្រាប់សិក្សាគណនាផ្ទៃមេខាងក្នុង ។
 គេត្រូវចំណាំថាការគណនាដោយដៃដើម្បីទទួលបានតារាងបែបនេះត្រូវការចំណាយពេលវេលាយ៉ាងច្រើន ។
 គេមានកម្មវិធីកុំព្យូទ័រដែលបង្កើតឡើងដោយអគ្គនាយកដ្ឋានដឹកជញ្ជូន (state DOT) ជាច្រើន ដែលខ្លះ
 មាននៅក្នុង internet ដូចជា Washington State DOT Program ។

Table 12.10 LRFD Service Shear and Moment Due to Dead Load

Distance X	Section X/L	Beam Weight W_D		(Slab + Haunch) Weight W_{SD1}		Barrier Weight W_{SD2}		Wearing Surface W_{SD3}	
		Shear	Moment M_g	Shear	Moment M_s	Shear	Moment M_b	Shear	Moment M_{ws}
ft		kips	ft-kips	kips	ft-kips	kips	ft-kips	kips	ft-kips
0	0.0	47.9	0.0	55.3	0.0	6.0	0.0	12.0	0.0
6.00*	0.05	43.1	274.3	49.8	315.3	5.4	34.2	10.8	68.4
12	0.1	38.4	517.8	44.3	597.5	4.8	64.8	9.6	129.6
24	0.2	28.8	920.4	33.2	1,062.1	3.6	115.2	7.2	230.4
36	0.3	19.2	1,208.1	22.1	1,394.1	2.4	151.2	4.8	302.4
48+	0.4	9.6	1,380.7	11.1	1,593.2	1.2	172.8	2.4	345.6
60	0.5	0.0	1,438.2	0.0	1,659.6	0.0	180.0	0.0	360.0

*Critical section for shear
 + Harp point

Table 12.11 LRFD Service Shear and Moment Due to Truck and Lane Loads

Distance X	Section X/L	Truck Load with Impact W_{LT+I}		Lane Load W_{LL}		Fatigue Truck with Impact W_f
		Shear V_{LT}	Moment M_{LT}	Shear V_{LL}	Moment M_{LL}	Moment M_f
ft		kips	ft-kips	kips	ft-kips	ft-kips
0	0.0	78.1	0.0	34.1	0.0	0.0
6.00*	0.05	73.8	367.8	30.6	160.2	165.0
12	0.1	69.6	691.6	27.5	303.6	309.2
24	0.2	61.4	1,215.0	21.8	539.7	535.8
36	0.3	52.7	1,570.2	16.6	708.3	692.7
48+	0.4	44.2	1,778.9	12.2	809.5	776.2
60	0.5	35.7	1,830.2	8.5	843.3	776.9

*Critical section for shear
 + Harp point

7. សិក្សាគណនាផ្ទៃមេ bul-tee ប្រកុងត្រាំងខាងក្នុង (Computation of moments and shears)

(1) ការជ្រើសរើសការប្រកុងត្រាំង (Selection of Prestressing Strands)

សម្រាប់បន្ទុក Service-III, កុងត្រាំងសរសៃខាងក្រោម f_b គឺ:

$$f_b = \frac{M_D + M_S}{S_b} + \frac{M_b + M_{WS} + 0.8(M_{LT} + M_{LL})}{S_{bc}}$$

ដែល M_D = ម៉ូម៉ង់ទម្ងន់ផ្ទាល់ដែលគ្មានមេគុណ, $ft - kip$

M_S = ម៉ូម៉ង់ដែលគ្មានមេគុណដែលបណ្តាលពីទម្ងន់កម្រាល និង haunch, $ft - kip$

M_b = ម៉ូម៉ង់បង្កាន់ដៃដែលគ្មានមេគុណ, $ft - kip$

M_{WS} = ម៉ូម៉ង់ wearing surface ដែលគ្មានមេគុណ, $ft - kip$

M_{LT} = ម៉ូម៉ង់បន្ទុក truck ដែលគ្មានមេគុណ, $ft - kip$

M_{LL} = ម៉ូម៉ង់ lane load ដែលគ្មានមេគុណ, $ft - kip$

ពីលើកមុន, $S_b = 14,915 in.^3$

$$S_{bc} = 20,090 in.^3$$

ពីតារាង ១២.១០ និង ១២.១១, កុងត្រាំងកណ្តាលល្វែងខាងក្រោមនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមក្រោម

អំពើ service load គឺ

$$f_{bc} = \frac{1,438.2 + 1,659.6}{14,915}(12) + \frac{180 + 360 + 0.8(1,830.3 + 843.2)}{20,090}(12)$$

$$= 2.50 + 1.60 \cong 4.10 ksi(T)$$

កុងត្រាំង $4.10 ksi(T)$ នឹងត្រូវបានលុបបំបាត់ដោយកម្លាំងប្រែកុងត្រាំង ។ កុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាតអតិបរមា:

$$f_t = 6.0 \sqrt{f'_c} \text{ psi} = 6 \sqrt{6,500} = 484 \text{ psi} = 0.484 ksi$$

កុងត្រាំងសង្កត់ប្រែកុងត្រាំងតម្រូវការនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមបំផុត:

$$f_{cb} = (4.1 - 0.48) = 3.62 ksi$$

សន្មតថាចម្ងាយពីទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដៃកប្រែកុងត្រាំងទៅសរសៃខាងក្រោមបំផុត $= 0.05h$

$$= 0.05(72) = 3.6 in. \text{ យក } 4 in. , \text{ ដូចនេះ } e_c = 36.6 - 4.0 = 32.6 in.$$

ដូចបង្ហាញនៅក្នុងឧទាហរណ៍នៃជំពូក ៤

$$f_{bp} \text{ ដែលបណ្តាលពីប្រែកុងត្រាំង} = \frac{P_e}{A_c} + \frac{P_e \times e_c}{S_b}$$

$$\text{ឬ } f_{bp} = \frac{P_e}{767} + \frac{P_e \times 32.6}{14,915} = 3.62 ksi$$

យើងទទួលបាន $P_e = 1,037 kips$

សន្មតកំហាត់ប្រែកុងត្រាំងសរុប $= 25\%$

$$P_i = \frac{1,037}{1 - 0.25} = 1,383 kips$$

សន្មតប្រើ 7-wire 270-K low-relaxation strands អង្កត់ផ្ចិត $0.5in.$ ($A_{ps} = 0.153in.^2$)

$$\text{ចំនួនតម្រូវការនៃ strands} = \frac{1,383}{0.153 \times 202.5} = 44.6 \text{ strands}$$

ក្រោយពីការអនុវត្ត trial and adjustment, យើងសាកល្បងមុខកាត់ដែលមាន 48 strand ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១២.១៣ ។ នៅពេល strand តិចជាង 48 ធ្វើឱ្យកុងត្រាំងទាញនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមបំផុតក្រោមអំពើ service load ធំជាងកុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមា $f_t = 484 \text{ psi}$ ។ Strand ចំនួន 20 ត្រូវបាន harp នៅត្រង់ $0.4L$ ។ ដូចនេះ 36 strands នៅរក្សាភាពត្រង់នៅក្នុងផ្ទៃមុខ (មើលរូបទី ១២.១៣) ។

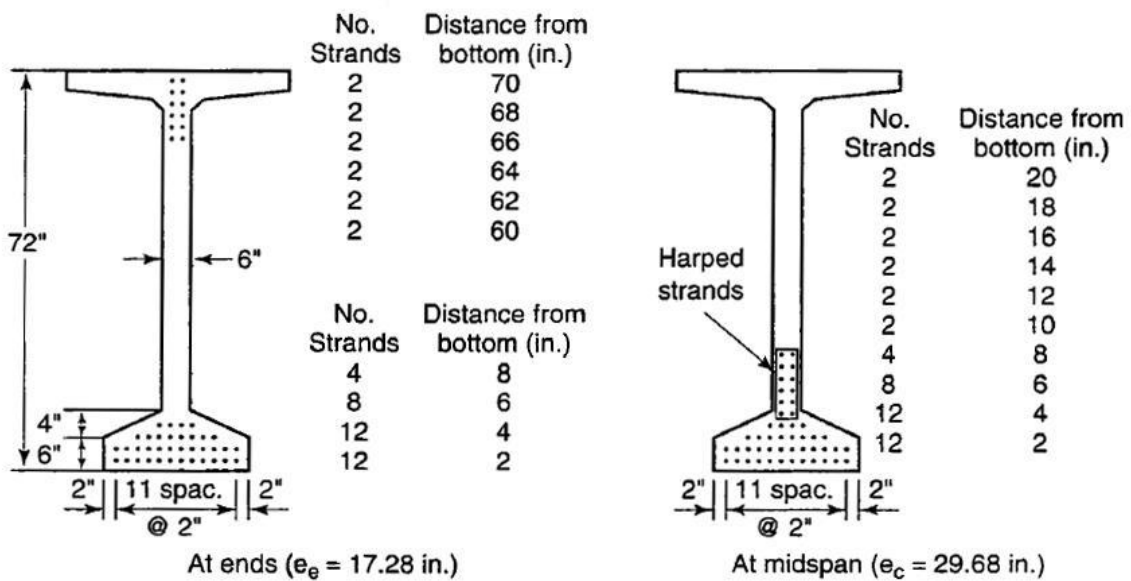


Figure 12.13 Bulb-Tee Prestressing Strand Pattern

ពីសម្មតិកម្ម, $c_b = 36.60in.$ ហើយ $c_t = 72 - 36.60 = 35.40in.$

$$e_e = c_b - [2 \times 70 + 2 \times 68 + 2 \times 66 + 2 \times 64 + 2 \times 62 + 2 \times 60 + 4 \times 8 + 8 \times 6 + 12 \times 4 + 12 \times 2] / 48$$

$$= 36.60 - 19.42 = 17.28in.$$

$$e_c = c_b - [2 \times 12 + 12 \times 4 + 8 \times 6 + 8 \times 4 + 2 \times 10 + 2 \times 12 + 2 \times 14 + 2 \times 16 + 2 \times 18 + 2 \times 20] / 48$$

$$= 36.6 - 6.92 = 29.68in.$$

គេឱ្យ $f_{pi} = 0.75 f_{pu} = 202,500 \text{ psi}$

$$P_i = (48)(0.153)(202.5) = 1,488 \text{ kips}$$

ក្រោយពេលអនុវត្តនូវការវិភាគ step-by-step របស់កំហាតប្រែក្នុងត្រាំង ដូចនៅក្នុងជំពូក ៣ ផ្នែក 3.9 កំហាតបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុបត្រូវបានកំណត់ដោយមានតម្លៃស្មើនឹង 26.4% ។

$$f_{pe} = 202.5(1 - 0.264) = 149.0 \text{ ksi}$$

$$\text{ដូចនេះ, } P_e = 1488(1 - 0.264) = 1095.0 \text{ kips}$$

(2) ត្រួតពិនិត្យក្នុងត្រាំងដែលគ្មានមេគុណរបស់បេតុង (Check of Concrete Unfactored Stresses)

(a) ក្នុងត្រាំងនៅពេលផ្ទេរ

ប្រែក្នុងត្រាំងដើម $f_{pi} = 0.7 f_{pu} = 0.7 \times 270 = 202.5 \text{ ksi}$ ។ ការអនុវត្តធម្មតាសន្មត់ថាកំហាតបង់ relaxation ដើមនៅពេលរងប្រែក្នុងត្រាំងមានបរិមាណពី 9% ទៅ 10% ។ ប្រើការកាត់បន្ថយ 10% នៅក្នុង f_{pi}

$$P_i = 0.90 \times 1,488 = 1,339 \text{ kips}$$

$$\text{ដូចនេះ } P_i = 0.9(202.5)(0.153 \times 48) = 1,338 \text{ kips}$$

(i) មុខកាត់ត្រង់ទម្រ

ពីជំពូក ៤, សមីការ 4.1(a)

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{e_e c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{1,338}{767} \left(1 - \frac{17.28 \times 35.4}{712} \right) - 0 = -0.25 \text{ ksi}(C), \text{ មិនរងការទាញ, O.K.} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_e c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S_b} \\ &= -\frac{1,339}{767} \left(1 + \frac{17.28 \times 36.3}{712} \right) + 0 \\ &= 3.29 \text{ ksi}(C) < \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f_c = 3.48 \text{ ksi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

(ii) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{1,338}{767} \left(1 - \frac{29.68 \times 36.60}{712} \right) - \frac{1,438 \times 12}{15,421} \\ &= 0.917 - 1.119 = -0.202 \text{ ksi}(C), \text{ មិនមានរងក្នុងត្រាំងទាញ, ដូចនេះ O.K.} \\ f_b &= -\frac{1,339}{767} \left(1 + \frac{29.68 \times 36.6}{712} \right) + \frac{1,438 \times 12}{14,915} \\ &= -4.513 + 1.157 = -3.356 \text{ ksi}(C) < \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f'_{ci} = 5.50 \text{ ksi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

(b) ក្នុងត្រាំងនៅពេល Service

(i) មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

ពីជំពូក ៤, សមីការ 4.3(a) និង 4.3(b):

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_T}{S_c^t} \leq f_c$$

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_T}{S_{cb}} \leq f_t$$

គេដាក់បន្ទុកទៅតាមដំណាក់កាលផ្សេងៗគ្នាក្នុងពេលសាងសង់ ដូចនេះសម្រាប់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់ Service-I

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_S}{r^2} - \frac{M_{WS} + M_b}{S_c^t} \\ &= -\frac{1,095}{767} \left(1 - \frac{29.68 \times 35.40}{712} \right) - \frac{(1,438 + 1,660)12}{15,421} - \frac{(360 + 180)12}{62,950} \end{aligned}$$

$$= 0.679 - 2.411 - 0.103 = -1.835 \text{ ksi}(C)$$

< ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត service $f_c = 2925 \text{ psi}$ O.K.

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{1,095}{767} \left(1 + \frac{29.68 \times 36.60}{712} \right) + \frac{(1,438 + 1,660)12}{14,915} + \frac{(360 + 180)12}{20,060} \\ &= -3.605 + 2.493 + 0.323 = -0.789 \text{ ksi}(C) \text{ O.K.} \end{aligned}$$

(3) Including stresses due to the transient lane and truck loads

គេប្រើមេគុណ 0.80 សម្រាប់ការដាក់បន្ទុក Type III (តារាង ១២.២ a)

$$\begin{aligned} f^t &= -1.835 - \frac{0.8(1830 + 843)12}{62,950} \\ &= -1.835 - 0.408 = -2.243 \text{ ksi}(C) < \text{Service III } f_c = 3,900 \text{ psi} \text{ O.K.} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_b &= -0.789 + \frac{0.8(1830 + 843)12}{20,060} \\ &= -0.789 + 1.279 = 0.490 \text{ ksi}(T) \approx \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f_t = 0.484 \text{ ksi} \text{ O.K.} \end{aligned}$$

(4) ក្នុងត្រាំងបេតុងនៅសរសៃខាងលើរបស់កម្រាល (Concrete stresses at top deck fibers)

(i) ក្រោមបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ Service I

$$\begin{aligned} f_c^{ts} &= \frac{M_{WS} + M_b}{S_c^t} = \frac{(360 + 180)12}{55,284} \\ &= -0.117 \text{ ksi}(C) < \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f_c = 2.4 \text{ ksi} \text{ O.K.} \end{aligned}$$

(ii) ក្រោមបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ និង transient lane និង truck load, Service I

$$f_c^{ts} = \frac{M_{WS} + M_b}{S_c^t} + \frac{M_{LT} + M_{LL}}{S_c^t}$$

$$= -0.117 - \frac{(1830 + 843)12}{55,284}$$

$$= -0.697 \text{ksi}(C) < \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f_c = 2.4 \text{ksi} \quad \text{O.K.}$$

(5) ក្នុងត្រាំងបេតុងនៅសរសៃខាងក្រោមរបស់ផ្ទៃមេ, Service III (មើលជំហាន ៣)

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_S}{S_b} + \frac{(M_{WS} + M_b) + 0.8(M_{LT} + M_{LL})}{S_{bc}}$$

$$= -\frac{1,095}{767} \left(1 + \frac{29.68 \times 36.60}{712} \right) + \frac{(1438 + 1660)12}{14,915}$$

$$+ \frac{[(360 + 180) + 0.8(1830 + 843)]12}{20,060}$$

$$= -3.605 + 2.492 + 1.603 = 0.490 \text{ksi}(T)$$

$$\cong \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f_t = 0.484 \text{ksi}, \text{ O.K.}$$

(6) Fatigue Stresses

LRFD កំណត់ថានៅក្នុងតំបន់របស់ក្នុងត្រាំងសង្កត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ និងប្រែក្នុងត្រាំង គេពិចារណាតែ fatigue ប៉ុណ្ណោះប្រសិនបើក្នុងត្រាំងសង្កត់តូចជាងក្នុងត្រាំងទាញអតិបរមានៃបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ដែលកើតពី fatigue:

ដូចនេះ សម្រាប់តែបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ តួ $(M_{LT} + M_{LL}) / S_c^t$ ត្រូវបានយកចេញ

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_S}{S_b} + \frac{M_{WS} + M_b}{S_{bc}}$$

$$= -3.605 + 2.492 + \frac{(360 + 180)12}{20,060} = -0.790 \text{ksi}(C) \quad \text{O.K.}$$

ពីតារាង ១២.១០, ម៉ូឌុល fatigue $M_f = 777 \text{ ft} - \text{kips}$

ក្នុងត្រាំង fatigue ទាញនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោម

$$f_b = \frac{0.75 M_f}{S_{bc}} = \frac{0.75 \times 777 \times 12}{20,060} = 0.348 \text{ksi}(T)$$

ដោយសារ ពីរដងនៃ $0.348 = 0.696 < 0.790 \text{ksi}$ (ដែលជាក្នុងត្រាំងសង្កត់) ដូចនេះគេមិនត្រូវការត្រួតពិនិត្យ fatigue ទេ ។

ពីការគណនាលើកមុន ការសិក្សាគណនាការពត់បង្កោងគឺ O.K. នៅលក្ខខណ្ឌដំបូង និងលក្ខខណ្ឌ service load ។ ដើម្បីឱ្យការសិក្សាគណនាមានលក្ខណៈគ្រប់គ្រាន់ គេត្រូវកំណត់ស៊ីសង្កត់បំប៉នទុកដែលអាចមានសម្រាប់លក្ខខណ្ឌ overload

ដូចនេះគេចាំបាច់សិក្សាគណនាស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់ ដូចមានរៀបរាប់នៅផ្នែកខាងក្រោម ។

ការសិក្សាគណនាសរុបរួមមានការសិក្សាគណនាកម្លាំងកាត់ ការរមួល(ប្រសិនបើមាន) និង serviceability ដូចមាននៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.២ ។

8. រេស៊ីស្តង់ចុងក្រោយ (ultimate strength) (ស្ថានភាពកំណត់នៃការបាក់)

(a) ម៉ូម៉ង់ទប់ទល់ការពត់បង្កោង nominal (Nominal flexural resistance moment)

ពីតារាង ១២.២(a) និង (b) ម៉ូម៉ង់មេគុណសរុបសម្រាប់ strength I Load:

$$M_u = 1.25DC + 1.5DW + 1.75(LL + IM)$$

ពីតារាង ១២.១០

$$M_u = 1.25(1438 + 1660) + 1.5(360 + 180) + 1.75(1830 + 843) = 9316 \text{ ft-kips}$$

$$\text{រេស៊ីស្តង់តម្រូវការ } M_n = \frac{M_u}{\phi} = \frac{9316}{1.0} = 9316 \text{ ft-kips}$$

ក្នុងត្រាំងមធ្យមនៅក្នុងដែកប្រែក្នុងត្រាំង នៅពេល $f_{pe} \geq 0.5 f_{pu}$ ពីសមីការ 12.9

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - k \frac{c}{d_p} \right) \quad \text{ដែល } k = 2 \left(1.04 - \frac{f_{py}}{f_{pu}} \right)$$

សម្រាប់កំណត់របស់ប្លុករងការសង្កត់, យករេស៊ីស្តង់រងការសង្កត់របស់កម្រាល $f'_c = 4.0 \text{ ksi}$ ។

$k = 0.28$ សម្រាប់ low-relaxation steel

$$d_p = (h - \text{cover to c.g.s.}) = [(72 + 8) - 6.92] = 73.08 \text{ in.}$$

$$b = \text{ទទឹងស្នាបរងការសង្កត់ប្រសិទ្ធភាព} = 9' - 0" = 108 \text{ in.}$$

$$A_{ps} = 48 \times 0.153 = 7.344 \text{ in.}^2$$

$$f_{pu} = 270 \text{ ksi}$$

ពីសមីការ 12.10

$$\begin{aligned} c &= \frac{A_{ps} f_{pu} + A_s f_y - A'_s f'_y}{0.85 f'_c \beta_1 b + k A_{ps} \frac{f_{pu}}{d_p}} \\ &= \frac{7.344 + 0 - 0}{0.85 \times 4.0 \times 0.85 \times 108 + 0.28 \times 7.344 \left(\frac{270}{73.08} \right)} \\ &= 6.20 \text{ in.} < t_s = 7.5 \text{ in.} \end{aligned}$$

$$a = \beta_1 c = 0.85 \times 6.20 = 5.27 \text{ in.}$$

ដូចនេះ, អ័ក្សណិតស្ថិតនៅក្នុងស្នាប ហើយគេចាត់ទុកមុខកាត់មានរាងជាចតុកោណ ។

រេស៊ីស្តង់ដែកគណនាមធ្យម f_{ps} (average design reinforcement strength)

$$f_{ps} = 270 \left(1 - 0.28 \frac{6.20}{73.08} \right) = 263.6 \text{ ksi}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់ទប់ទល់ការពត់បង្កោង nominal } M_r = A_{ps} f_{ps} \left(d - \frac{a}{2} \right)$$

$$M_n = M_r = 7.344 \times 263.6 \left(73.08 - \frac{5.27}{2} \right) \left(\frac{1}{12} \right)$$

$$= 11,364 \text{ ft} - \text{kips} > \text{តម្លៃស្តង់ដារតម្រូវការ } M_n = 9316 \text{ ft} - \text{kip} \quad \text{O.K.}$$

$$\frac{C}{d_e} \leq 0.42 \quad \text{សម្រាប់ ductile behavior ដែលរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 12.3 និងរូបទី}$$

$$១២.១០ ។$$

$$\text{តម្លៃជាក់ស្តែងរបស់ } \frac{c}{d_e} = \frac{6.20}{73.08} = 0.085 < 0.42 \quad \text{O.K.}$$

(b) ដែកអប្បបរមា (Minimum reinforcement)

ដូចការរៀបរាប់នៅក្នុងផ្នែក 12.3.4 ដែកអប្បបរមាត្រូវមានតម្លៃស្តង់ដារទប់ទល់ការពត់បង្កោងតូចជាងគេ ក្នុងចំណោម $1.2M_{cr}$ ឬ $1.33M_u$ ដែលទាមទារដោយបន្ទុកដែលអាចអនុវត្តបាន។ មើល flowchart រូបទី ១២.១០ និងតារាង ១២.១០ និង ១២.១១ ។

$$f_r = 7.5 \sqrt{f'_c} = 7.5 \sqrt{6,500} = 605 \text{ psi} = 0.6 \text{ ksi}$$

f_{ce} = កុងត្រាំងសង្កត់ដែលបណ្តាលមកពីពីរប្រកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមដែលត្រូវបានកំណត់នៅក្នុងផ្នែក 12.3.4

$$f_{ce} = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) = -3.606 \text{ ksi} \quad \text{ពីលើកមុន}$$

$$\text{ម៉ូម៉ង់ non-composite } M_{dnc} = M_D + M_S = 1438 + 1660 = 3098 \text{ ft} - \text{kip}$$

$$S_{bc} = 20,060 \text{ in.}^4$$

$$S_b = 14,915 \text{ in.}^4$$

ពីសមីការ 12.13,

$$\begin{aligned} M_{cr} &= (f_r + f_{ce}) S_b - M_{dnc} \left(\frac{S_{bc}}{S_b} - 1 \right) \\ &= (0.6 + 3.6) \frac{14,915}{12} - 3098 \left(\frac{20,060}{14,915} - 1 \right) \\ &= 5220 - 1069 = 4151 \text{ ft} - \text{kip} \end{aligned}$$

$$1.2M_{cr} = 1.2 \times 4151 = 4981 \text{ ft} - \text{kip}$$

$$1.33M_u = 1.33 \times 9316 = 12,390 \text{ ft} - \text{kip} > 4981 \text{ ft} - \text{kip}$$

ដូចនេះ តម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោមម៉ូឌុលទាំងពីរគឺ $1.2M_{cr} = 4981 \text{ ft} - \text{kip}$ ។

M_n ឬ $M_r = 11,364 > 4981 \text{ ft} - \text{kip}$ O.K.

9. Prestressed Anchorage Zone

គេគណនា anchorage zone reinforcement ដោយប្រើកម្លាំងនៅក្នុង strand មុននឹងការផ្ទេរ ។
LRFD specification ទាមទារថា bursting resistance P_r មិនត្រូវតូចជាង 4.0% នៃកម្លាំងនៅក្នុង strand F_{pi} មុនពេលផ្ទេរ ដែល

$$f_{pr} = f_s A_s \geq 0.4 F_{pi}$$

$$F_{pi} = 48 \times 0.153 \times 202.5 = 1488 \text{ kips}$$

$$P_r = 0.04 \times 1488 = 59.5 \text{ kips}$$

ប្រើក្នុងត្រាំង f_s នៅក្នុង anchorage reinforcement ដែលមិនធំជាង 20ksi ។

$$\text{ក្រឡាផ្ទៃតម្រូវការ} = 59.5 / 20 = 2.98 \text{ in.}^2$$

$$\text{សាកល្បង closed tie \#5; } A_s = 2 \times 0.31 = 0.62 \text{ in.}^2$$

$$\text{ចំនួនរបស់ tie} = 2.98 / 0.62 = 4.8$$

ចម្ងាយដែលគេត្រូវដាក់ anchorage reinforcement ពីចុងផ្ទាំង $= h / 5 = 72 / 5 = 14.4 \text{ in.}$

ប្រើ closed tie #5 ដែលមានគំលាត 3in. ដែលគិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ជាមួយនឹងដែកកងទីមួយចាប់ផ្តើមនៅចម្ងាយ 2in. ពីចុងផ្ទាំង ។

សន្និដ្ឋាន:

ទទួលយកការសិក្សាគណនា bulb-tee bridge សម្រាប់ការពត់បង្គោល ។ ដើម្បីឱ្យការសិក្សាគណនាមានលក្ខណៈពេញលេញ គេត្រូវធ្វើការសិក្សាគណនាកម្លាំងកាត់, interface shear transfer និងត្រួតពិនិត្យភាពងាប់ និង camber ដែលការសិក្សាគណនាទាំងនេះមាននៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.២ ។

១២.១០. ការសិក្សាគណនាកម្លាំងកាត់ និងភាពងាប់ LRFD

LRFD Shear and Deflection Design

ឧទាហរណ៍ ១២.២: សិក្សាគណនា web shear reinforcement សម្រាប់ bulb-tee beam នៅក្នុងឧទាហរណ៍

១២.១ នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ក្បែរទម្រ និង interface shear transfer reinforcement នៅត្រង់

interface plane រវាងមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ និងកម្រាលបេតុងចាក់នៅនឹងកន្លែង ។ ហើយផ្ទៀងផ្ទាត់ថាគឺភាពងាប់ស្ថិតនៅក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាតឬអត់ ។

ដំណោះស្រាយ:**1. សិក្សាគណនា web shear**

(a) បម្រែបម្រួលរាងធ្វើបនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែក

$$\phi = 0.90$$

$$e_e = 17.28in.$$

ដាក់ web steel នៅពេល $V_u > 0.5\phi(V_c + V_p)$ ទីតាំងរបស់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់គឺតម្លៃធំជាងគេក្នុងចំណោម $0.5d_v \cot \theta$ ឬ d_v

$$d_e = d_c = h - e_e = 80.0 - 17.28 = 62.72in.$$

$$d_v = \left(d_e - \frac{a}{2} \right) = 62.72 - \frac{5.27}{2} = 60.08in.$$

$$\geq 0.9d_e = 0.9 \times 62.72 = 56.45in.$$

$$\geq 0.72h = 0.72 \times 80 = 57.6in.$$

$$d_v = 60.08in. \text{ សូប ដោយសារវាធំជាងគេក្នុងចំណោមតម្លៃទាំងបី}$$

សន្មត $\theta = 22^\circ$ សម្រាប់ការសាកល្បងលើកទីមួយ

$$0.5d_v \cot \theta = 0.5 \times 60.08 \times \cot 22^\circ$$

$$= 74.35 > 60.08in. \text{ យក } d_v = 74.35in. \text{ សម្រាប់ប្រើនៅក្នុងសមីការ } \epsilon_x$$

ដោយសារគេមិនទាន់កំណត់ទីងរបស់ support bearing, សន្មតថា $a = 0$ (លក្ខណៈសុវត្ថិភាព) ។ដូចនេះ មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់កម្លាំងកាត់គឺស្ថិតនៅចម្ងាយ $74.35in. \cong 6.2 \text{ ft}$ ពីទម្រ ដែលមានតម្លៃធំជាង $d_v = 60.08in.$ ដែលទាមទារដោយ LRFD AASTHO ។

$$\frac{x}{L} = \frac{6.2}{120} \cong 0.05L \quad \text{ពីផ្ទៃទម្រ}$$

ពីសមីការ 12.23

$$V_c = \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v$$

ដើម្បីកំណត់តម្លៃរបស់ β គេត្រូវធ្វើការគណនាជាច្រើន ។ ពីសមីការ 12.27 បម្រែបម្រួលរាងធ្វើប ϵ_x គឺ

$$\epsilon_x = \frac{\frac{M_u}{d_v} + 0.5N_u + 0.5V_u \cot \theta - A_{ps} f_{po}}{2[E_s A_s + E_{ps} A_{ps}]} < 0.002$$

នៅត្រង់ប្លង់ $0.05L$, ពីតារាង ១២.៩

$$M_u = 1.25(275 + 315 + 34) + 1.5(68) + 1.75(368 + 160) = 1802 \text{ ft} - \text{kip}$$

កម្លាំងកាត់ដែលត្រូវគ្នា:

$$V_u = 1.25(43 + 50 + 5) + 1.50(11) + 1.75(74 + 31) = 323 \text{ kips}$$

$$N_u = \text{កម្លាំងកែងអនុវត្តនៅត្រង់ប្លង់ } 0.05L = 0$$

$$f_{po} = \text{jacking stress} = 0.70 f_{pu}$$

$$= f_{pe} + \frac{\bar{f}_{ce} E_{ps}}{E_c} \quad \text{ប៉ុន្តែ គេអាចយកវ៉ាល្មើនឹង } f_{pe} \text{ ដើម្បីហេតុផលសុវត្ថិភាព}$$

$$\bar{f}_{ce} = \text{ក្នុងត្រាំងសង្កត់បេតុងនៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់មុខកាត់សមាសដោយសារប្រែក្នុងត្រាំង និងដោយសារម្ល៉ឹងពត់ដែលទប់ទល់ដោយមុខកាត់ចាក់ស្រាប់តែមួយ ។}$$

ចម្ងាយពី c.g.c របស់មុខកាត់សមាសទៅ c.g.c របស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់

$$c_1 = c_{bc} - c_b = 54.6 - 36.6 = 18.0 \text{ in.}$$

នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ $e_{c1} = 18.9 \text{ in.}$

$$\text{ម៉ូឌុលមុខកាត់} \quad S_1 = \frac{I_c}{c_1} = \frac{545,894}{18.0} = 30,327 \text{ in.}^4$$

$$e_e = 17.28 \text{ in.}$$

$$r^2 = 712 \text{ in.}^2$$

$$\begin{aligned} \bar{f}_{ce} &= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_e c_1}{r^2} \right) - \frac{(M_D + M_{SD})}{S_1} \\ &= -\frac{1095}{767} \left(1 - \frac{18.9 \times 18.0}{712} \right) - \frac{(275 + 315)(12)}{30,327} \end{aligned}$$

$$= -0.746 - 0.233 = -0.979 \text{ ksi (C)}$$

$$f_{pe} = \frac{1095}{48 \times 0.153} = 149.0 \text{ ksi}$$

$$E_c = 4890 \text{ ksi}$$

$$V_u = 323 \text{ kips}$$

$$M_u = 1802 \text{ kip} - \text{ft}$$

$$A_{ps} = 48 \times 0.153 = 7.344$$

$$f_{po} = 0.70 \times 270 = 189 \text{ ksi}$$

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{\frac{1802 \times 12}{74.35} + 0 + 0.5 \times 232 \times \cot 22^\circ - 7.344 \times 189}{2[0 + 28,500 \times 7.344]} \\ &= -1.935 \cdot 10^{-3} \text{ in./in.} < 0.002 \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ដោយសារតម្លៃរបស់បម្រែបម្រួលរាង ε_x នៅត្រង់នីវ៉ូនៃទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកអវិជ្ជមាន គេត្រូវកែ
សម្រួលតម្លៃរបស់វាដោយមេគុណ F_ε

$$F_\varepsilon = \frac{E_s A_s + E_{ps} A_{ps}}{E_c A_c + E_s A_s + E_{ps} A_{ps}}$$

ពីរូបទី ១២.១០ និង១២.១២, $h = 80in.$

$$A_c = 26 \times 6 + 2 \times 0.5 \times 10 \times 4.5 + 6 \left[\frac{80}{2} - (6 + 45) \right] = 378in.^2$$

$$F_\varepsilon = \frac{0 + 28,000 \times 7.344}{4890 \times 378 + 0 + 28,000 \times 7.344} = 0.101$$

$$\text{បម្រែបម្រួលរាងធៀបកែតម្រូវ} \varepsilon_x = (-1.935 \cdot 10^{-3})(0.101) = -0.194 \cdot 10^{-3} < 0.002 \quad \text{O.K.}$$

(b) រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ (web shear) V_c , ពីការវិភាគ $\theta - \beta$

$$V_u = 323kips$$

ពីសមីការ 12.15 (b)

$$\text{កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់} v = \frac{(V_u - \phi V_p)}{\phi b_v d_v} \quad \text{ដែល } \phi = 0.90 \text{ សម្រាប់កម្លាំងកាត់}$$

$$\text{តម្លៃរបស់ } f_{pe} \text{ ដែលបានពីខាងលើ } f_{pe} = 149.0ksi$$

រូបទី ១២.១៤ បង្ហាញពីមុំ ψ របស់កាបប្រែកុងត្រាំងចំនួន 12

$$\sin \psi = \frac{(65 - 15)}{48.5 \times 12} = 0.086$$

$$\text{កម្លាំងរបស់ដែកប្រែកុងត្រាំងដែល harp} = 12 \times 0.153 \times 149.0 = 273.6kips$$

$$V_p = 273.6 \sin \psi = 273.6 \times 0.086 = 23.5kips$$

$$\text{កុងត្រាំងកម្លាំងកាត់តម្រូវការ} v = \frac{323 - 0.9 \times 23.5}{0.9 \times 6 \times 74.35} = 0.75ksi$$

$$\text{ផលធៀប} \frac{v}{f'_c} = \frac{0.75}{6.5} = 0.115$$

$$\text{តម្លៃរបស់ } \varepsilon_x \text{ ដែលបានពីខាងលើ } \varepsilon_x = -0.194 \cdot 10^{-3} in./in.$$

បញ្ចូលតម្លៃរបស់ ε_x និង v / f'_c ទៅក្នុងតារាង ១២.៨

$$\theta = 22^\circ \text{ (តម្លៃសន្មត់របស់ } \theta = 22^\circ \text{) ទទួលយកបាន}$$

$$\beta = 3.10 \text{ (មេគុណដែលបង្ហាញពីលទ្ធភាពរបស់ compression strut ឬបេតុងប្រេះអង្កត់
ទ្រូង ក្នុងការបញ្ជូនកម្លាំងទាញ)}$$

$$\text{ដូចនេះ } V_c = 0.0316 \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v$$

$$= 0.0316 \times 3.10 \sqrt{6.5} \times 6 \times 74.35 = 111kips$$

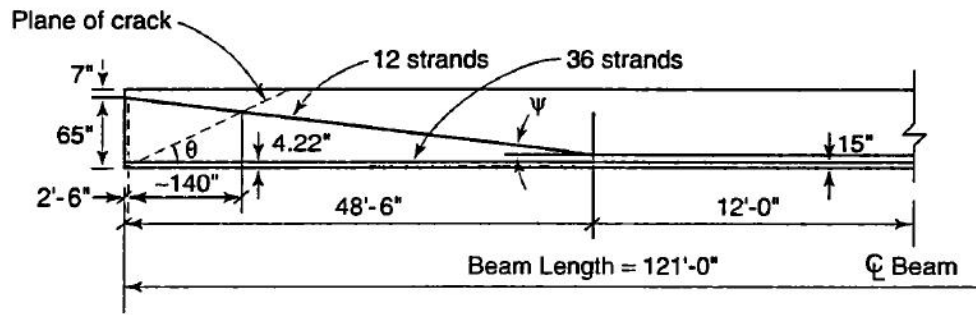


Figure 12.14 Beam tendon geometry

(c) ការជ្រើសរើសដែកទ្រនុង (Selection of web reinforcement)

ពីសមីការ 12.26, ត្រូវពិនិត្យមើលថាតើគេត្រូវការដែកកងឬអត់ មានន័យថា ប្រសិនបើ

$V_u > 0.5\phi(V_c + V_p)$ គេត្រូវប្រើដែកកង ។

$$0.5\phi(V_c + V_p) = 0.5 \times 0.9(111 + 23.5) = 60.5 \text{ kips} < V_u = 323 \text{ kips}$$

ដូចនេះគេត្រូវប្រើដែកកង ។

$$\text{រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់របស់ដែកតម្រូវការ } V_s = \frac{V_u}{\phi} - V_c - V_p = \left(\frac{323}{0.9} \right) - 85.1 - 23.5 = 250.3 \text{ kips}$$

ពីសមីការ 12.25

$$\text{រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់របស់ដែកដែលអាចមាន } V_s = \frac{A_v f_y d_v \cot \theta}{s}$$

$$\text{សាកល្បងដែកកង \#4, } A_v = 2 \times 0.20 = 0.40 \text{ in.}^2$$

$$\cot \theta = \cot 22^\circ = 2.457$$

$$\text{ដូចនេះ } 250.3 = \frac{0.4 \times 60.0 \times 74.35 \times 2.475}{s}$$

$$\text{យើងទទួលបាន } s = 17.7 \text{ in.}$$

(i) គំលាតដែកកងអនុញ្ញាតអតិបរមា (maximum allowable web stirrup spacing)

$$0.10 f'_c b_v d_v = 0.1 \times 6.5 \times 6 \times 74.35 = 290 \text{ kips} < V_u = 323 \text{ kips}$$

$$\text{ដូចនេះ គំលាតអតិបរមា } s = 12 \text{ in.}$$

$$\text{ប្រសិនបើ } 0.10 f'_c b_v d_v > V_u \text{ នោះគំលាតអតិបរមា } s = 24 \text{ in.}$$

(ii) ក្រឡាផ្ទៃអប្បបរមារបស់ដែកកង (transverse reinforcement)

$$A_v / 1 \text{ ft} = 0.0316 \sqrt{f'_c} \frac{b_v s}{f_y}$$

$$= 0.0316 \sqrt{6.5} \left(\frac{6 \times 12}{60} \right) = 0.10 \text{ in.}^2 / \text{ft}$$

ប្រើដែកកង #4 ដែលមានចំណាត់ 12in. គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស ហើយចំណាត់នេះកើនឡើងតាម
បណ្តោយស្វែង

(iii) រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់អតិបរមា (maximum shear resistance)

ដើម្បីធានាក្នុងត្រង់នៅក្នុងទ្រនុងមិនបែកមុនពេលដែកកងធ្វើការដល់ **yield** លុះត្រាតែ

$$(V_n - V_p) \leq 0.25 f'_c b_v d_v$$

$$(V_n - V_p) = V_c + V_s = 75.0 + 260.4 = 335.4 \text{ kips}$$

$$0.25 f'_c b_v d_v = 0.25 \times 6.5 \times 6 \times 74.35 = 725.7 \text{ kips} > 335.4 \text{ O.K.}$$

2. Interface shear transfer

(a) សិក្សាគណនា dowel reinforcement

សន្មតថាមុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់ផ្ទេរកម្លាំងកាត់គឺដូចគ្នានឹងកម្លាំងកាត់បញ្ឈរនៅត្រង់ប្លង់ 0.05L
ពីផ្ទៃទម្រង់ ។

ពីបន្ទុកបន្ទុក strength I:

$$V_u = 1.25(5.4) + 1.5(10.8) + 1.75(73.8 + 30.6)$$

$$= 205.5 \text{ kips}$$

$$d_v = 74.35 \text{ in.}$$

$$V_{uh} = \frac{205.5}{74.35} = 2.76 \text{ kip / in.}$$

$$\text{កម្លាំងកាត់ nominal តម្រូវការ } V_n = \frac{V_{uh}}{\phi} = \frac{2.76}{0.9} = 3.07 \text{ kip / in.}$$

ពីសមីការ 12.32

$$\text{កម្លាំងកាត់ nominal ដែលអាចកើតមាន } V_n = c A_{cv} + \mu [A_{vf} f_y + P_c]$$

សម្រាប់បេតុងដែលចាក់លើបេតុងរឹង ស្មាតនិងមាន interface contact មិនគ្រើម

$$c = 0.075 \text{ ksi} \quad \mu = 0.6$$

$$b_v = \text{ទទឹង contact រវាងកម្រាលខណ្ឌ និងស្លាបខាងលើរបស់អង្កត់ដែលចាក់ស្រាប់} = 42 \text{ in.}$$

$$\frac{A_{cv}}{\text{in. depth}} = 42.0 \times 1.0 = 42.0 \text{ in.}^2$$

$$\text{ដូចនេះ } 3.07 = 0.075 \times 42.0 + 0.6 (A_{vf} \times 60 + 0)$$

យើងទទួលបាន $A_{vf} \cong 0.0 \text{ in.}^2 / \text{in.} < A_v = 0.40 \text{ in.}^2$ ដែកកងបញ្ឈរដែលមានចំណាត់ 12in.c / c ។

ឈរលើគោលការណ៍នេះ គេមិនចាំបាច់ប្រើ special additional dowel reinforcement ទេ ។
ប៉ុន្តែ LRFD តម្រូវថា ប្រសិនបើទទឹង $b_v > 36in$. គេត្រូវការដាក់ bar ចំនួន 4 ជា dowel reinforcement ។ ដូចនេះ ប្រើ dowel #3 ចំនួន 2 ដែលមានគំលាត $12in.c / c$ បន្ថែមពីលើដៃកកបញ្ជី #4 ដែលមានគំលាត $12in.c / c$ ដើម្បីបាន $A_{vf} = 0.62in.^2 / ft$ ។

(b) dowel reinforcement អតិបរមា និងអប្បបរមា

$$f'_c = 4.0ksi \text{ សម្រាប់បេតុងកម្រាល (deck)}$$

$$\text{កម្លាំងកាត់ nominal ជាក់ស្តែង } V_n = 0.075 \times 42 + 0.6 \left(\frac{0.62}{12} \times 60 \right) = 5.01kips / in.$$

ពីសមីការ 12.36(a) និង(b) កម្លាំងកាត់អនុញ្ញាតអតិបរមា

$$0.2 f'_c A_{cv} = 0.2 \times 4.0 \times 42.0 = 33.6kip / in.$$

ក្នុងករណីទាំងពីរ កម្លាំងកាត់អនុញ្ញាតធំជាងកម្លាំងកាត់ V_n . O.K.

3. ដៃកបណ្តោយអប្បបរមាតាម LRFD (LRFD minimum longitudinal reinforcement)

ដៃកបណ្តោយនៅត្រង់មុខកាត់ផ្ទៃមិនមួយតាមបណ្តោយល្វែងត្រូវបំពេញសមីការ 12.29:

$$A_s f_s + A_{ps} f_{ps} \geq \frac{M_u}{d_v \phi} + 0.5 \frac{N_u}{\phi} + \left(\frac{V_u}{\phi} - 0.5V_s - V_p \right) \cot \theta$$

ពីតារាង 12.8 និង 12.9 នៅត្រង់ $x = 0$ ពិសេស.

$$V_u = 1.25(47.9 + 55.3 + 6.0) + 1.50(12.0) + 1.75(78.1 + 33.9) = 350kips$$

$$V_s \text{ ដែលផ្អែកតែលើដៃកក #4} = 260.4kips$$

$$M_u = 0$$

$$N_u = 0$$

$$\cot \theta = \cot 22^\circ = 2.475$$

$$\begin{aligned} \text{ដូចនេះ } \frac{M_u}{d_v \phi} + 0.5 \frac{N_u}{\phi} + \left(\frac{V_u}{\phi} - 0.5V_s - V_p \right) \cot \theta \\ = 0 + 0 + \left(\frac{350}{0.9} - 0.5 \times 257.5 - 23.5 \right) (2.475) = 586.2kips \end{aligned}$$

ចំនួនរបស់ដៃកប្រេកុងត្រាំងត្រង់នៅត្រង់ទីប្រមូល = 36

ចំនួនរបស់ដៃកប្រេកុងត្រាំងដែល drap នៅត្រង់ទីប្រមូល = 12

ពិនិត្យប្រសព្វរវាងប្រេសន្តតាមមួយនឹងកាបប្រេកុងត្រាំងនៅក្នុងរូបទី ១២.១៥ ចម្ងាយរបស់ទីប្រសព្វពី

ទីប្រមូល = $6 + 4.22 \cot 22^\circ = 16.4in$. ដែល strand ឈប់នៅត្រង់ចម្ងាយ 6in. ពីផ្ទៃរបស់ទីប្រមូល ។

$$\text{ចម្ងាយបញ្ជូន} = 60 \times \text{strand diameter} = 30in.$$

ប្រេកុងត្រាំងរបស់ដៃកប្រេកុងត្រាំងត្រង់ 36 ដែលអាចមាននៅត្រង់ផ្នែកប្រជាផ្នែករបស់ប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព f_{pe}

$$\text{ដូចនេះ យក } f_{pe} = 149.0 \times \frac{16.4}{30.0} = 81.5ksi$$

សម្រាប់កាបប្រេកុងត្រាំងដែល drap ខាងលើ ស្នាមប្រេះនៅក្នុងរូបទី ១២.១៥ កាត់គ្នាជាមួយនឹង strand នៅចម្ងាយ $\cong 140in.$ ពីផ្នែកប្រ (គណនាពីរាងធរណីមាត្រនៅក្នុងរូបទី ១២.១៤) ។ ដូចនេះ គេអាចយក ប្រេកុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាពដោយតម្លៃប្រហាក់ប្រហែល $f_{pe} = 149.0$ ។

$$A_s f_s + A_{ps} f_{ps} = 0 + 36 \times 0.153(81.5) + 12 \times 0.153(149.0)$$

$$= 443.4 + 273.6 = 717.0kips$$

$$> 586.2kips \text{ ដូចនេះ គេមិនត្រូវការដៃកបណ្តោយបន្ថែមទេ ។}$$

4. ភាពងាប់ និង camber

(i) ភាពងាប់ភ្លាមៗដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ (immediate deflection due to permanent loads)

គណនា camber និងភាពងាប់របស់ធ្នឹមដូចដែលបានរៀបរាប់យ៉ាងលម្អិត និងបង្ហាញនៅក្នុងឧទាហរណ៍ជាច្រើននៅក្នុងជំពូក ៧ ។

ពីតារាងភាពងាប់នៅក្នុងរូបទី ៧.៦

$$\text{ភាពងាប់កណ្តាលល្វែង } \delta = \frac{PL^2}{8E_c I_g} \left[e_c + (e_e - e_c) \frac{4}{3} \frac{a^2}{L^2} \right]$$

$$\text{នៅទីនេះ } a = \frac{L}{2}$$

$$\delta = \frac{PL^2}{E_c I_g} \left[\frac{e_c}{8} + \frac{(e_e - e_c)}{24} \right]$$

ពីឧទាហរណ៍ ១២.១:

$$P_i = 1488kips$$

$$I_{cc} = 1,095,290in.^4$$

$$e_c = 29.68in.$$

$$w_{s+h} = 0.922kip / ft$$

$$e_e = 17.7in.$$

$$w_{barrier} = 0.300kip / ft$$

$$E_{ci} = 4620ksi$$

$$A_c = 767in.^2$$

$$E_{ce} = 4890ksi$$

$$S_b = 14,915in.^3$$

$$w_D = 0.779kip / ft$$

$$S^t = 15,421in.^3$$

$$I_c = 545,897in.^4$$

$$\delta_i = \frac{1488(120 \times 12)^2}{4620 \times 545,897} \left[\frac{29.68}{8} + \frac{(17.7 - 29.68)}{24} \right]$$

$$= 1.22(3.71 - 0.50) = 3.92 \text{ in. } \uparrow \text{ (camber)}$$

$$w_D \text{ ក្នុងមួយ in.} = 0.799 / 12 = 0.065 \text{ kip / in.}$$

$$\delta_D = \frac{5wL^4}{384E_{ci}I_g} = \frac{5(0.065)(120 \times 12)^4}{384 \times 4620 \times 545,894} = 1.44 \text{ in. } \downarrow$$

$$w_{s+h} = 0.922 \text{ kip / ft} = 0.077 \text{ kip / in.}$$

$$\delta_D = \frac{5(0.077)(120 \times 12)^4}{384 \times 4888 \times 545,894} = 1.61 \text{ in. } \downarrow$$

$$w_{\text{barrier}} = 0.300 \text{ kips / ft} = 0.025 \text{ kip / in.}$$

$$\delta_D = \frac{5(0.025)(120 \times 12)^4}{384 \times 488 \times 1,095,290} = 0.26 \text{ in. } \downarrow$$

(ii) ភាពងាប់ភ្លាមៗដែលបណ្តាលពីបន្ទុកបណ្តោះអាសន្ន (immediate deflection due to transient loads)

ដែនកំណត់របស់ភាពងាប់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអថេរ $= L / 800$

LRFD specification តម្រូវឱ្យធ្វើមរបស់ស្ថានទាំងអស់ដោយតម្លៃស្មើគ្នាក្រោមអំពើបន្ទុកអថេរ និងបន្ទុកទង្គិច ។ ហើយវាក៏បានចែងផងដែរថា គេអាចយកភាពងាប់រយៈពេលវែងស្មើនឹងបួនដងនៃភាពងាប់ភ្លាមៗ ។ ការចែងនេះមានលក្ខណៈទូទៅ ហើយគេណែនាំឱ្យវិស្វករគណនាប្រើវិធីដែលមានលក្ខណៈប្រសើរជាងនេះ ។ កាលណាដែលកាន់តែវែង គេត្រូវការភាពសុក្រិតកាន់តែខ្ពស់ ។ យើងគួរដឹងថា ភាពងាប់ដែលបានពីការគណនាអាចខុសពីភាពងាប់ជាក់ស្តែងចន្លោះពី 30% ទៅ 40% អាស្រ័យនឹងម៉ូឌុលអេឡាស្ទិចរបស់បេតុង និងទំនាក់ទំនងរវាងកុងត្រាំង និងបម្រែបម្រួលរាងធៀបរបស់បេតុង និងកម្រិតសុក្រិតភាពនៃវិធីដែលប្រើក្នុងការគណនា ។

វិធីគណនាភាពងាប់ខាងក្រោមពិជ្ជក ៧ អាចផ្តល់ឱ្យតម្លៃ step-by-step ដ៏សមរម្យក្នុងប្រវត្តិនៃការដាក់បន្ទុក

- PCI multipliers method
- Incremental time-step method
- Approximate time-step method

ពីរូបទី ១២.១២ នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.១, ចំនួនរបស់ផ្ទៃមេស្ថាន $= 6$ ហើយចំនួន lane $= 4$

$DFD =$ មេគុណបែងចែកសម្រាប់ភាពងាប់

$=$ ចំនួនរបស់ lane ដែលចែកដោយចំនួនផ្ទៃមេ

$$= \frac{4}{6} = 0.667 \text{ lane/beam}$$

វាមានលក្ខណៈសុវត្ថិភាពជាងជាមួយនឹងការប្រើមេគុណបែងចែកម្លូម៉ង់ $DFM = 0.732$ ។

$$\text{Design lane load } W = 0.64DFM$$

$$= 0.64 \text{ kip / ft} (0.732) = 0.468 \text{ kip / ft / beam}$$

$$= 0.039 \text{ kip / in. / beam}$$

$$\delta_{LL} = \frac{5}{384 E_c I_{cc}} = \frac{5(0.039)(120 \times 12)^4}{384 \times 4888 \times 1,095,290} = 0.41 \text{ in.} \downarrow$$

គេកំណត់ភាពងាប់ដែលបណ្តាលពី transient truck load និងពី impact ពីខ្សែតម្លៃពល (influence lines) របស់ទីតាំងកង់សម្រាប់ម្លូម៉ង់អតិបរមា។ សម្រាប់ល្វែង 120 ft ហើយកម្លាំងផ្ទុករបស់ axial load 72 kip ស្ថិតនៅចម្ងាយ 2.33 ft ពីកណ្តាលល្វែង។ ភាពងាប់នៅកណ្តាលល្វែង $= 0.8 \text{ in.} \downarrow$

$$\delta_{LT} = 0.8(IM)(DFM) = 0.8(1.33)(0.732) = 0.78 \text{ in.} \downarrow$$

ដោយប្រើ PCI multiplier ពីតារាង ៧.១, ការសង្ខេបនៃភាពងាប់ និង camber រយៈពេលវែងត្រូវបានឱ្យនៅក្នុងតារាង ១២.១២។

$$\text{ភាពងាប់អនុញ្ញាត } \delta = \frac{L}{800} = \frac{120 \times 12}{800} = 1.80 \text{ in.} \downarrow$$

$$> \text{ភាពងាប់ជាក់ស្តែង} = 0.49 \text{ in.} \quad \text{O.K.}$$

ទទួលយកការគណនារបស់ផ្ទៃមេឆ្នាំងក្នុងក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.១ និង ១២.២។

Table 12.12 Long-Term Camber and Deflection

	Transfer δ_p (in.)	Non- composite PCI Multipliers	Composite PCI Multipliers	δ_{final} (in.)
Prestress	3.92↑	1.80	2.20	8.62↑
W_d	-1.44↓	1.85	2.40	-3.47↓
	Net 2.48↑			Net 5.15↑
w_{sh}	-1.61↓	1.85	2.40	-3.84↓
$w_{barrier}$	-0.26↓	1.85	2.30	-0.60↓
δ_{LL}	-0.41↓			-0.41↓
δ_{LT}	-0.78↓			-0.78↓
Final δ	2.48↑			-0.48↓

១២.១១. សិក្សាការតំបន់រាងរបស់ផ្ទៃមេឆ្នាំងប្រកុងត្រាំងតាម Standard AASTHO (LFD)

Standard AASTHO Flexural Design of Prestressed Bridge Deck Beams (LFD)

ឧទាហរណ៍ ១២.៣៖ សិក្សាគណនាផ្ទៃមេឆ្នាំងក្នុងរបស់ស្ថាន deck នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.១ ដោយប្រើ standard AASTHO Design Specification សម្រាប់ HS-20 lane និង truck load ។ ប្រើទិន្នន័យ និងកុងត្រាំងអនុ-

ញាតរបស់សម្ភារៈដូចនឹងការបង្ហាញរបស់ឧទាហរណ៍ លើកលែងត្រង់កន្លែងណាដែលវាខុសពីក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត LRFD ។

ដំណោះស្រាយ:

1. ទទឹងបំបែករបស់ deck slab

ពីឧទាហរណ៍ ១២.២ ជំហាន ១

$$E_{cs} = 3830 \text{ psi}$$

$$E_{ci} = 4620 \text{ psi} \text{ នៅពេលផ្ទេរ}$$

$$E_{ce} = 4890 \text{ psi} \text{ នៅពេលរង service}$$

$$\text{គំលាតមធ្យមរវាងផ្ចិត} = 108 \text{ in.}$$

$$\text{ទទឹងស្លាបបំបែក } b_m = 84 \text{ in.}$$

2. លក្ខណៈរបស់មុខកាត់

non-composite

$$A_c = 767 \text{ in.}^2$$

$$h = 72 \text{ in.}$$

$$I_c = 545,894 \text{ in.}^4$$

$$c_b = 36.60 \text{ in.}$$

$$c_t = 35.40 \text{ in.}$$

$$r^2 = 1051 \text{ in.}^2$$

$$S_b = 14,915 \text{ in.}^3$$

$$S^t = 15,421 \text{ in.}^3$$

Composite

$$A_c = 1402 \text{ in.}^2$$

$$h = 80 \text{ in.}$$

$$I_{cc} = 1,095,290 \text{ in.}^4$$

$$c_{bc} = 54.6 \text{ in.}$$

$$c_{tc} = 17.4 \text{ in.}$$

$$c_{tsc} = 25.4 \text{ in.}$$

$$r^2 = 712 \text{ in.}^2$$

$$S_{bc} = 20,060 \text{ in.}^3$$

$$S_c^t = 62,950 \text{ in.}^3$$

$$S_c^{ts} = 55,284 \text{ in.}^3$$

3. ម៉ូម៉ង់ពត់ និងកម្លាំងកាត់

ទម្ងន់ផ្ទាល់

$$W_D = 799 \text{ lb / ft}$$

កម្រាលខណ្ឌ

$$W_{SD1} = 900 \text{ lb / ft}$$

0.5" haunch

$$= 22 \text{ lb / ft}$$

ទម្ងន់បង្កាន់ដែ (barrier)

$$W_{SD2} = 100 \text{ lb / ft}$$

2in. future wearing surface

$$W_{SD3} = 200 \text{ lb / ft}$$

បន្ទុកអថេរ (truck load) នៅក្នុង AASTHO standard specification គឺឈរលើ HS -20 truck ។

ចំនួន lane = $48/12 = 4$ lanes

(a) មេគុណបែងចែកសម្រាប់ម៉ូម៉ង់ (distribution factor for moment)

បន្ទុកអថេរនៅក្នុង standard specification ជា standard truck load ឬ lane load ដែលអាស្រ័យនឹង HS -20 ។ នៅក្នុង LRFD គេត្រូវប្រើការដាក់បន្ទុកទាំងពីរក្នុងការគណនា ។ ពីផ្នែក 12.2.2 មេគុណបែងចែកបន្ទុកសម្រាប់ម៉ូម៉ង់សម្រាប់ឆ្នើមចាក់ស្រាប់គឺ $DF_m = S / 5.5 = 9.0 / 5.5 = 1.636$ កង់ក្នុងមួយឆ្នើម

ដែល S = គម្លាតរវាងឆ្នើមគិតជា ft ។

$$\frac{1}{2} DF_m = 0.818 \text{ lanes per beam}$$

$$\begin{aligned} \text{មេគុណទង្គិចបន្ទុកអថេរ } I &= \frac{50}{L+125} \leq 30\% \quad \text{ឬ} \\ &= \frac{50}{120+150} = 0.204 \end{aligned}$$

នៅក្នុង LRFD, មេគុណនេះមានតម្លៃអតិបរមា 33% ដូចនេះ

$$\begin{aligned} V_{LL+I} &= (\text{shear force per lane})(DFM)(1+I) \\ &= (\text{shear force per lane})(0.818)(1+0.204)kips \\ &= (\text{shear force per lane})(0.985)kips \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{LL+I} &= (\text{moment per lane})(DFM)(1+I) \\ &= (\text{moment per lane})(0.818)(1+0.204)kips \\ &= (\text{moment per lane})(0.985)kips \end{aligned}$$

ការចូលរួមបន្ទុកពីសមីការ 12.5 និងតារាង 12.1 បង្ហាញថាបន្ទុក Group I លុប ។

$$\text{Group I service load design} = 1.00D + 1.00(L + I)$$

$$\text{Group I factored load design} = 1.3[1.00D + 1.67(L + I)]$$

(b) កម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់ពត់ (Shear and bending moment)

$$V_x = (w)(0.5L - X)$$

$$M_x = 0.5(w)(X)(L - X)$$

ខាងក្រោមជាការគណនាកម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង នៅត្រង់ទម្រ និងនៅត្រង់មុខកាត់

គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់កម្លាំងកាត់:

នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង $V_x = 0$

$$M_D = 0.5(0.799)(60)(60) = 1438 \text{ ft} - \text{kip}$$

$$\text{នៅត្រង់ទម្រង់, } V = 0.799(60) = 47.9 \text{ kip}$$

នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់កម្លាំងកាត់

ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកប្រេកុងត្រាំង (cgs) $e = 17.1 \text{ in.}$ ដែលនៅក្បែរមុខកាត់ទម្រង់

(មើលការគណនាបន្តបន្ទាប់)

$$d = 80 - 17.1 = 62.9 \text{ in.} > 0.80h = 64 \text{ in.}$$

យក $d = 64 \text{ in.}$

មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់កម្លាំងកាត់នៅត្រង់ $h/2 = 80/2 = 40 \text{ in.} = 3.33 \text{ ft}$

$$V_{3.33} = 0.799[(0.5)(120) - 3.33] = 45.3 \text{ kips}$$

$$M_{3.33} = 0.5(0.799)(3.33)(120 - 3.33) = 155.4 \text{ ft} - \text{kip}$$

តម្លៃសម្រាប់កម្លាំងកាត់ និងម៉ូម៉ង់សម្រាប់បន្ទុកអចិន្ត្រៃយ៍ និងបន្ទុកបណ្តោះអាសន្ន (transient)

ទាំងអស់ ត្រូវបានរៀបចំជាតារាងនៅក្នុងតារាង ១២.១៣ ។ ប្រៀបធៀបតម្លៃទាំងនេះជាមួយនឹងតម្លៃ

ដែលគណនាដោយ LRFD method ដែលមាននៅក្នុងតារាង ១២.១០ និង ១២.១១ ។

Table 12.13 Standard AASHTO (LFD) Service Shear and Moment Due to Dead Load

Distance X	Section X/L	Beam Weight W_D		(Slab + Haunch) Weight W_{SD1}		Barrier Weight W_{SD2}		Wearing Surface W_{SD3}		Live Load Plus Impact	
		Shear V_g	Moment M_g	Shear V_s	Moment M_s	Shear V_b	Moment M_b	Shear V_{ws}	Moment M_{ws}	Shear V_{LL+I}	Moment M_{LL+I}
ft		kips	ft-kips	kips	ft-kips	kips	ft-kips	kips	ft-kips	kips	ft-kips
0	0.0	47.9	0.0	55.3	0.0	6.0	0.0	12.0	0.0	65.4	0.0
3.33*	0.028	45.3	155.4	52.2	179.3	5.7	19.4	11.3	38.9	63.6	211.5
12	0.1	38.4	517.8	44.3	597.5	4.8	64.8	9.6	129.6	58.3	699.7
24	0.2	28.8	920.4	33.2	1,062.1	3.6	115.2	7.2	230.4	51.2	1,229.1
36+	0.3	19.2	1,208.1	22.1	1,394.1	2.4	151.2	4.8	302.4	44.1	1,588.4
48	0.4	9.6	1,380.7	11.1	1,593.2	1.2	172.8	2.4	345.6	37.0	1,799.6
60	0.5	0.0	1,438.2	0.0	1,659.6	0.0	180.0	0.0	360.0	29.9	1,851.6

*Critical section for shear

—Harp point

4. សិក្សាគណនាផ្ទៃមេតុងប្រេកុងត្រាំង bulb-tee ខាងក្នុង

(1) ជ្រើសរើសកាបប្រេកុងត្រាំង (selection of prestressing strand)

ក្នុងត្រាំងគ្មានមេតុងនៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទំនាញ

$$f_b = \frac{M_D + M_{SD1}}{S_b} + \frac{M_{SD2} + M_{SD3} + M_{LL+I}}{S_{bc}}$$

$$= \frac{(1438+1660)12}{14,915} + \frac{(180+360+1852)12}{20,060} = 3.923 \text{ ksi}$$

$$\text{ក្នុងត្រង់ទាញអនុញ្ញាត } f_t = 6\sqrt{f'_c} = 6\sqrt{6500} = 484 \text{ psi} = 0.484 \text{ ksi}$$

Required precompressive stress នៅត្រង់សរសៃខាងក្រោមបន្ទាប់ពីកំហាតបង់ $= (f_b - f_t)$

$$f_{bp} = 3.923 - 0.484 = 3.439 \text{ ksi}$$

សន្មតថា tendon c.g.s ស្ថិតនៅចម្ងាយ $y_b = 4 \text{ in.}$ ពីសរសៃខាងក្រោមបំផុត

$$e_c = c_c - y_b = 36.60 - 4.0 = 32.60 \text{ in.}$$

$$f_{bp} \text{ ដែលបណ្តាលពីប្រែក្នុងត្រង់} = \frac{P_e}{A_c} + \frac{P_e e_c}{S_b} \quad \text{ឬ}$$

$$3.439 = \frac{P_e}{767} + \frac{P_e \times 32.6}{14,915}$$

$$P_e = 986 \text{ kips}$$

សន្មតកំហាតប្រែក្នុងត្រង់សរុប $= 25\%$

$$P_l = \frac{986}{1-0.25} = 1315 \text{ kips}$$

សន្មតប្រើ 7-wire 270K low-relaxation strand អង្កត់ផ្ចិត 0.5 in. ($A_{ps} = 0.153 \text{ in.}^2$)

$$\text{ចំនួន strand តម្រូវការ} = \frac{1315}{0.153 \times 202.5} = 42.44 \text{ strands}$$

សាកល្បង 44 strands

បន្ទាប់ពី trial and adjustments សន្មតថា strands pattern ត្រូវបានបង្ហាញនៅក្នុងរូបទី ១២.១៥ ដែល

10 strands ត្រូវបាន harp នៅត្រង់ 48 ft ពីទីប្រមា។

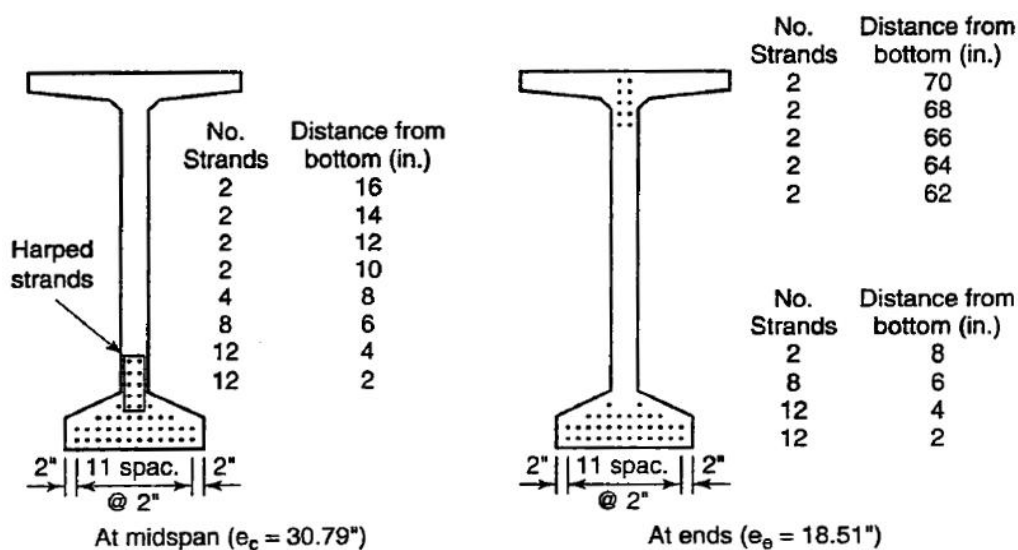


Figure 12.15 Bulb-tee prestressing strand pattern

ពីសម្ពតិកម្ម $c_b = 36.60in$. និង $c_t = 72 - 36.60 = 35.40in$.

$$e_e = c_b - [2 \times 70 + 2 \times 68 + 2 \times 66 + 2 \times 64 + 2 \times 62 + 2 \times 8 + 8 \times 6 + 12 \times 4 + 12 \times 2] / 44$$

$$= 36.60 - 18.09 = 18.51in.$$

$e_{3.33} = 17.1$ នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់សម្រាប់កម្លាំងកាត់

$$e_c = c_b - [2 \times 16 + 2 \times 14 + 2 \times 12 + 2 \times 10 + 4 \times 8 + 8 \times 6 + 12 \times 4 + 12 \times 2] / 44$$

$$= 36.6 - 5.81 = 30.79in.$$

ដោយគណនាកំហាត់បង់សរុបនៅក្នុងដៃកប្រែក្នុងត្រាំងដោយវិធីលំអិត និងឧទាហរណ៍នៃជំពូក៣ កំហាត់

បង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុបគឺ 24.9% ។

$$\text{ប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព } f_{pe} \text{ មុនពេលខាតបង់} = 0.75(270) = 202.5ksi$$

$$\text{ដូចនេះ } f_{pe} \text{ កែតម្រូវ} = 202.5(1 - 0.249) = 152.1ksi$$

$$P_e = 44(0.153)(152.1) = 1024kips$$

ការគណនាទូទៅសន្មតថា prestress relaxation loss និងកំហាត់បង់ដទៃទៀតនៅពេលរងប្រែក្នុងត្រាំង

មានបរិមាណរហូតដល់ 9% ទៅ 10% ។

យកកំហាត់បង់ប្រែក្នុងត្រាំងនៅពេលទាញកាប = 9% នោះយើងទទួលបាន

$$f_{pi} = 202.5(1 - 0.09) = 184.3ksi$$

$$P_i = 44(0.153)(184.3) = 1240kips$$

ពីឧទាហរណ៍ ១២.២

$$f_{ci} = 0.6 f'_c = 0.6(5500) = 3300 psi(C)$$

$$f_{ti} = 7.5 \sqrt{f'_{ci}} = 7.5 \sqrt{5500} = 556 psi(T)$$

ប្រសិនបើក្នុងត្រាំងទាញនៅពេលផ្ទេរផ្ទៃផ្ទាំងតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម 200 psi ឬ $3 \sqrt{f'_{ci}} = 220 psi$

នោះគេត្រូវដាក់ bonded reinforcement ដើម្បីទប់ទល់នឹងកម្លាំងទាញសរុបនៅក្នុងបេតុងដែលគណនា

ដោយផ្អែកលើមុខកាត់ដែលមានស្ថាប័នប្រែ ។

(2) ត្រួតពិនិត្យក្នុងត្រាំងបេតុងគ្មានមេគុណ (Check of concret unfactored stresses)

ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាតរបស់ standar AASHTO គឺដូចខាងក្រោម, Case (I) សម្រាប់បន្ទុកបន្ទុកទាំងអស់:

$$\text{ផ្ទឹមចាក់ស្រាប់ } f_c = 0.60 f'_c = 0.6(6500) = 3900 psi$$

$$\text{កម្រាល deck } f_c = 0.60 f'_c = 0.6(4000) = 2400 psi$$

Case (II) សម្រាប់កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងប្រសិទ្ធភាព + បន្ទុកថេរអចិន្ត្រៃយ៍:

$$\text{ផ្ទៃមេចាក់ស្រាប់ } f_c = 0.40 f'_c = 0.4(6500) = 2400 \text{ psi}$$

$$\text{កម្រាល deck } f_c = 0.40 f'_c = 0.4(4000) = 1600 \text{ psi}$$

Case (III) សម្រាប់បន្ទុកអថេរ + $\frac{1}{2}$ (កម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំង + បន្ទុកថេរ) :

$$\text{ផ្ទៃមេចាក់ស្រាប់ } f_c = 0.40 f'_c = 0.4(6500) = 2400 \text{ psi}$$

$$\text{កម្រាល deck } f_c = 0.40 f'_c = 0.4(4000) = 1600 \text{ psi}$$

$$\text{ក្នុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាត } f_t = 6\sqrt{f'_{ci}} = 6\sqrt{6500} = 484 \text{ psi}$$

$$\text{ក្នុងត្រាំងទាញអនុញ្ញាត } f_t \text{ នៅពេលផ្ទេរ} = 3\sqrt{f'_c} = 242 \text{ psi}$$

a. ក្នុងត្រាំងនៅពេលផ្ទេរ

ប្រែក្នុងត្រាំងដើម $f_{pi} = 0.7 f_{pu} = 202.5 \text{ ksi}$ ។ ការអនុវត្តទៅសន្មតថា កំហុតបង់ relaxation

ដើមនៅពេលរងប្រែក្នុងត្រាំងស្មើនឹង 9% ទៅ 10% ។ ដូចនេះ ជ្រើសរើស 9% ដើម្បីកាត់បន្ថយពី

f_{pi} ។

i. មុខកាត់ត្រង់ទម្រម

ពីជំពូក ៤, សមីការ 4.1 (a)

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 - \frac{e_e c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{1240}{767} \left(1 - \frac{18.51 \times 35.40}{712} \right) - 0 = -0.129 \text{ ksi (C)} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{P_i}{A_c} \left(1 + \frac{e_e c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D}{S^t} \\ &= -\frac{1240}{767} \left(1 + \frac{18.51 \times 36.60}{712} \right) + 0 = -3.14 \text{ ksi (C)} \cong f_{ci} = 3.3 \text{ ksi} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

ii. មុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$\begin{aligned} f^t &= -\frac{1240}{767} \left(1 - \frac{30.79 \times 35.40}{712} \right) - \frac{1438 \times 12}{15,421} \\ &= 0.858 - 1.119 = -0.261 \text{ ksi (C)}, \text{ ក្នុងត្រាំងទាញមិនត្រូវបានអនុញ្ញាត} \end{aligned}$$

O.K.

$$\begin{aligned} f_b &= -\frac{1240}{767} \left(1 + \frac{30.79 \times 36.60}{712} \right) + \frac{1438 \times 12}{14,915} \\ &= -4.175 + 1.157 = -3.018 \text{ ksi (C)} < 3.3 \text{ ksi ក្នុងត្រាំងដែលអនុញ្ញាត} \quad \text{O.K.} \end{aligned}$$

b. ក្នុងត្រាំងនៅពេលរង service load

i. ក្នុងត្រាំងរបស់មុខកាត់ចាក់ស្រាប់នៅកណ្តាលល្វែង

ក្នុងត្រាំងបេតុងនៅត្រង់សរសៃខាងលើបំផុតនៅត្រង់កណ្តាលល្វែងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកទាំងអស់

$$f^t = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_c c_t}{r^2} \right) - \frac{M_D + M_{SD1}}{S^t} - \frac{M_{SD2} + M_{SD3}}{S_c^t} - \frac{M_{LL+I}}{S_c^t}$$

$$e_c = 30.79 \text{ in.}$$

$$e_e = 18.51 \text{ in.}$$

ពិតម្ល៉េះម៉្លងនៅត្រង់កណ្តាលល្វែងដែលមាននៅក្នុងតារាង ១២.១០ សម្រាប់បន្សំបន្ទុក:

Case (I):

$$f^t = -\frac{1024}{767} \left(1 - \frac{30.79 \times 35.40}{712} \right) - \frac{(1438 + 1660)12}{15,421} - \frac{(360 + 180)12}{62,950} - \frac{(1852)12}{62,950}$$

$$= 0.708 - 2.411 - 0.103 - 0.353 = -2.159 \text{ ksi}(C)$$

Case (II):

$$f^t = 0.708 - 2.411 - 0.103 = -1.806 \text{ ksi}(C)$$

Case (III):

$$f^t = 0.5(0.708 - 2.411 - 0.103) = -1.256 \text{ ksi}(C)$$

ក្នុងត្រាំងសង្កត់ទាំងអស់មានតម្លៃតូចជាងក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត $f_c = 3900 \text{ psi}$, O.K.

ii. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងក្រោមមុខកាត់កណ្តាលល្វែង

$$f_b = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_c c_b}{r^2} \right) + \frac{M_D + M_{SD1}}{S_b} + \frac{M_{SD2} + M_{SD3}}{S_{bc}} + \frac{M_{LL+I}}{S_{bc}}$$

$$f_b = -\frac{1024}{767} \left(1 + \frac{30.79 \times 36.60}{712} \right) + \frac{(1438 + 1660)12}{14,915} + \frac{(360 + 180)12}{20,060} + \frac{(1852)12}{20,060}$$

$$= -3.437 + 2.493 + 0.323 + 1.10 = 0.486 \text{ ksi}(T)$$

$$\cong \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f_t = 0.484 \text{ ksi} \quad \text{O.K.}$$

iii. ក្នុងត្រាំងសរសៃខាងលើរបស់មុខកាត់កម្រាលកណ្តាលល្វែង

ដោយសន្មត់រេស៊ីស្តង់បេតុងដូចគ្នានឹងរេស៊ីស្តង់បេតុងរបស់ថ្មីមកចាក់ស្រាប់

Case (I):

$$f^t = -\frac{M_D + M_{DS1}}{S_b} - \frac{M_{LL+I}}{S_{bc}}$$

$$f^t = -\frac{(180 + 360)}{55,284} - \frac{1852(12)}{55,284} = -0.117 - 0.402$$

$$= -0.519 \text{ ksi}(C) < \text{ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត } f_c = 2400 \text{ ksi} \quad \text{O.K.}$$

Case (II):

$$f^t = -0.117 \text{ ksi}(C) \quad \text{O.K.}$$

Case (III):

$$f^t = 0.5(-0.117) - 0.402 = -0.461 \text{ ksi}(C) \quad \text{O.K.}$$

$$E_c = 33W^{1.5} \sqrt{f'_c}$$

$$\text{ផលធៀបម៉ូឌុល} = \frac{\sqrt{4000}(\text{Slab})}{\sqrt{6500}(\text{beam})} = 0.78$$

ដូចនេះ កាត់បន្ថយកុងត្រាំងទាំងនេះដោយគុណនឹង 0.78 ដើម្បីទទួលបានកុងត្រាំងនៅត្រង់សរសៃខាងលើបំផុតរបស់កម្រាល ។

(3) រេស៊ីស្តង់តុងក្រោយ (ស្ថានភាពកំណត់នៅពេលបាក់)

a. ម៉ូម៉ង់ទប់ទល់ការពត់បង្គោលធម្មតា (normal flexural resistance moment)

$$\begin{aligned} M_u &= 1.3[M_D + M_{SD1} + M_{SD2} + M_{SD3} + 1.67(M_{LL+I})] \\ &= 1.3(1438 + 1660 + 180 + 360 + 1.67 \times 1852) = 8750 \text{ ft} - \text{kip} \end{aligned}$$

ពីសមីការ 12.9(c)

$$f_{ps} = f_{pu} \left[1 - \frac{\gamma}{\beta_1} \rho \frac{f_{pu}}{f'_c} \right]$$

សម្រាប់កម្ពស់របស់ប្លុកសង្កត់ ប្រើរេស៊ីស្តង់តុងកុងក្រោយ $f'_c = 4.0 \text{ ksi}$, $\beta_1 = 0.85$

$\gamma = 0.28$ សម្រាប់ low-relaxation strand

$b = 9$ ទីងស្លាប $= 108 \text{ in.}$

$e_c = 30.79 \text{ in.}$ $c_b = 36.60$

ដូចនេះ, $y_b = 36.60 - 30.79 = 5.81 \text{ in.}$

d_p ចម្ងាយពីចុងកំពូលរបស់កម្រាល deck ទៅទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដៃកប្រែកុងត្រាំង

= កម្ពស់ផ្ទាំង (h) + haunch + កម្រាស់កម្រាល ($h_f - y_b$)

$$= 72 + (0.5 + 7.5) - 5.81 = 74.19 \text{ in.}$$

$$A_{ps} = 44(0.153) = 6.732 \text{ in.}^2$$

$$\rho = \frac{A_{ps}}{bd_p} = \frac{6.732}{108 \times 74.19} = 0.00084$$

$$\text{ដូចនេះ } f_{ps} = 270 \left[1 - \frac{0.28}{0.85} 0.00084 \frac{270}{4.0} \right] = 265.0 \text{ ksi}$$

$$a = \frac{A_{ps} f_{ps}}{0.85 f'_c b} = \frac{6.732 \times 265.0}{0.85 \times 4.0 \times 108} = 4.86 \text{ in.} < 7.5 \text{ in.}$$

ដូចនេះ សិក្សាគណនាជាមុខកាត់ចតុកោណ ។

$$\begin{aligned} \text{ម៉ូម៉ង់ទប់ទល់ដែលអាចមាន } M_u &= \phi M_n = A_{ps} f_{ps} \left(d - \frac{a}{2} \right) \\ &= 1.0 \left[6.732(265.0) \left(74.19 - \frac{4.86}{2} \right) \right] \\ &= 128,018 \text{ in.} - \text{kip} \end{aligned}$$

> ម៉ូម៉ង់តម្រូវការ $M_u = 8750 \text{ ft} - \text{kip}$ O.K.

b. បរិមាណដែកអតិបរមា (Maximum Reinforcement)

$$\rho = \frac{f_{ps}}{f'_c} \leq 0.36\beta_1 \leq 0.36 \times 0.85 = 0.306$$

$$\rho \frac{f_{ps}}{f'_c} = 0.00084 \times \frac{265}{4.0} = 0.0557 < 0.306 \quad \text{O.K.}$$

c. បរិមាណដែកអប្បបរមា (Minimum Reinforcement)

Pretensioned reinforcement និង post-tensioned reinforcement គួរមានបរិមាណគ្រប់គ្រាន់ដើម្បីបង្កើត ultimate moment ដែល

$$\phi M_n \geq 1.2M_{cr}$$

ពីសមីការ 12.13

$$M_{cr} = (f_r + f_{ce})S_b - M_{dnc} \left[\frac{S_{bc}}{S_b} - 1 \right]$$

$$f_r = 7.5\sqrt{f'_c} = 7.5\sqrt{6500} = 605 \text{ psi} = 0.605 \text{ kis}$$

ក្នុងត្រាំងបេតុងដែលបណ្តាលមកតែពីកម្លាំងប្រែក្នុងត្រាំងបន្ទាប់ពីកំហាតបង់ទាំងអស់គឺ

$$f_b = 3.437 \text{ ksi}(C)$$

M_{dnc} = ម៉ូម៉ង់បន្ទុកអថេរ non-composite ដែលបណ្តាលពីទម្ងន់ផ្ទាល់របស់ផ្ទាំង និង

ទម្ងន់ផ្ទាល់របស់កម្រាល

$$= 1438 + 1660 = 3098 \text{ ft} - \text{kip}$$

$$1.2M_{cr} = 1.2 \left[\frac{1}{12} (0.605 + 3.437) 20,060 - 3098 \left(\frac{20,060}{14,915} - 1 \right) \right]$$

$$= 6896 \text{ ft} - \text{kip}$$

គេត្រូវគួរចំណាំថា វាផ្ទុយពី LRFD Specification ត្រង់ standard specification រៀបរាប់

ថាគេត្រូវបំពេញតម្រូវការនេះតែត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ប៉ុណ្ណោះ ។

d. Prestressed anchorage zone

$$\text{មុនពេលកំហាតបង់ } f_{pi} = A_{ps} (0.75 f_{pu})$$

$$= 6.732(0.75 \times 270) = 1363 \text{ kips}$$

$$4\% f_{pi} = 0.04 \times 1363 = 54.5 \text{ kips}$$

ក្នុងត្រាំងអនុញ្ញាត $f_s = 20 \text{ ksi}$

$$\text{ដូចនេះ ក្រឡាផ្ទៃដែកតម្រូវការ } A_v = \frac{54.5}{20} = 2.73 \text{ in.}^2$$

សាកល្បងដែកកងបញ្ជ្រួរ #5 នៅក្នុងតំបន់ rectangular anchorage zone

$$A_v = 2 \times 0.305 = 0.61 \text{ in.}^2$$

$$\text{ចំនួនដែកកង} = \frac{2.73}{0.61} = 4.5$$

$$d_p = (h - y_b) = 72 - 5.81 = 66.19 \text{ in.}$$

$$d_v = \left(d_p - \frac{a}{2} \right) = 66.19 - \frac{4.86}{2} = 63.76 \text{ in.}$$

ចម្ងាយដែលគេត្រូវដាក់ anchorage reinforcement

$$= \frac{d_v}{4} = \frac{63.76}{4} = 15.94 \text{ in.}$$

ប្រើដែកកង #5 ចំនួន 5 ដែលមានគំលាត 3in. គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស នៅចុងសង្វាងរបស់ផ្ទាំង ។

១២.១២. សិក្សាគណនាដែកកម្លាំងកាត់របស់ផ្ទាំងស្ថានតាម Standard AASTHO

Standard AASTHO Shear-Reinforcement Design of Bridge Deck Beams

ឧទាហរណ៍ ១២.៤: សិក្សាគណនាដែកកម្លាំងកាត់របស់ផ្ទាំងខាងក្នុងរបស់ស្ថាននៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.៣ ដោយប្រើ AASTHO design specification សម្រាប់ HS -20 lane និង truck loads ។ ប្រើទិន្នន័យ និងកុងត្រាំងអនុញ្ញាតរបស់សម្ភារៈដូចគ្នានឹងឧទាហរណ៍ដែលបានបង្ហាញ ។ ប្រើវិធីគណនា flexural shear និង web shear ដែលមានលក្ខណៈប្រសើរជាងដើម្បីកំណត់ nominal strength របស់បេតុងសុទ្ធនៅក្នុងទ្រនុង ។ ហើយ សិក្សាគណនា interface shear transfer reinforcement និងត្រួតពិនិត្យភាពជាប់ និង camber របស់ ផ្ទាំង ។

ដំណោះស្រាយ:

1. ដែកកម្លាំងកាត់ (shear reinforcement)

AASTHO standard specification អនុវត្តតាម ACI 318 code សម្រាប់កម្លាំងកាត់ និងការរមួលដែលមានរៀបរាប់លំអិតនៅក្នុងកថាខណ្ឌ ៥.៥ និង ៥.៦ ក៏ដូចជាកថាខណ្ឌ ៥.១៨ សម្រាប់ការរមួល ។

$$V_s \leq \phi(V_c + V_s) \quad \text{ដែល } \phi = 0.90 \text{ ឯនៅក្នុង ACI } \phi = 0.85$$

មេគុណកាត់បន្ថយរេស៊ីស្តង់ ϕ ដទៃទៀតក៏ខុសពីមេគុណរបស់ ACI ដែរ ។ ការគណនាត្រូវផ្អែកលើកម្លាំងកាត់មេគុណដែលស្ថិតនៅចម្ងាយ $h/2$ ពីផ្ទៃរបស់ទម្រ ។ រេស៊ីស្តង់កម្លាំងកាត់ nominal V_c របស់បេតុងសុទ្ធនៅក្នុងទ្រនុងត្រូវមានតម្លៃតូចជាងគេក្នុងចំណោម flexural shear V_{ci} និង web shear V_{cw} ។

a. Flexural shear, V_{ci}

ពិសមីការ 5.11

$$V_{ci} = 0.6\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p + V_d + \frac{V_i}{M_{\max}}(M_{cr}) \geq 1.7\lambda\sqrt{f'_c}b_wd_p$$

ដែល $b_w = 6in.$

ពីតារាង ១២.១៣ សម្រាប់បន្ទុក standard AASTHO នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.៣

V_d = បន្ទុកផែនគ្មានមេគុណសរុបនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់

$$= 45.3 + 52.2 + 5.7 + 11.3 = 114.5kips$$

V_{LL+I} (គ្មានមេគុណ) = 63.6kips

V_u = កម្លាំងកាត់មេគុណនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់

$$= 1.3(V_d + 1.67V_{LL+I})$$

$$= 1.3(114.5 + 1.67 \times 63.6) = 286.9kips$$

$$M_d = 155.4 + 179.3 + 19.4 + 38.9 = 393.0kips$$

$$M_{LL+I} = 211.5kips$$

$$M_u = 1.3(M_d + 1.67M_{LL+I})$$

$$= 1.3(393.0 + 1.67 \times 211.5) = 970.1ft - kips$$

V_i = កម្លាំងកាត់មេគុណនៅត្រង់មុខកាត់ដែលបណ្តាលពីបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅដែលកើតមាន

ដំណាលគ្នាជាមួយនឹង $M_{\max}$ ។

$$= (V_u - V_d) = 286.9 - 114.5 = 172.4kips \text{ ។ តម្លៃនេះមានលក្ខណៈសន្សំសំចៃដោយ}$$

សារ V_u ត្រូវបានកាត់បន្ថយដោយ V_d ។

$$M_{\max} = (M_u - M_d) = 970.1 - 393.0 = 577.1ft - kip$$

ពិសមីការ 5.12

$$M_{cr} = S_{bc}(6\sqrt{f'_c} + f_{ce} - f_d) \text{ ។ ចំណាំថា មេគុណ 6 របស់តួ } 6\sqrt{f'_c} \text{ គឺមានលក្ខណៈសន្សំ}$$

សំចៃ ហើយមិនត្រូវបានកែតម្រូវទេ ដោយសារគេយកម្លូឌដាច់ $f_r = 7.5\sqrt{f'_c}$

ហើយការពិសោធបង្ហាញថាវាជាតម្លៃដែលធំរួចទៅហើយ ។

f_{ce} = កុងត្រាំងសង្កត់ដែលបណ្តាលពីប្រែកុងត្រាំងក្រោយពេលកំហាតបង់នៅត្រង់សរសៃខាង

ក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់ដែលកុងត្រាំងទាញត្រូវបានបង្កើនដោយបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាង

ក្រៅ ។

$$= -\frac{P_e}{A_c} \left(1 + \frac{e_{c1}c_b}{r^2} \right), \text{ ដែល } e_{e1} = 19.5in. \text{ នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់}$$

$$= -\frac{1024}{767} \left(1 + \frac{19.5 \times 36.60}{712} \right) = -2.673ksi(C)$$

f_d = កុងត្រាំងដែលបណ្តាលពីបន្ទុកថេរគ្មានមេគុណនៅសរសៃខាងក្រៅបំផុតរបស់មុខកាត់
ដែលកុងត្រាំងទាញបង្កឡើងដោយបន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅ

$$= \left[\frac{(155.4 + 179.3)(12)}{14,915} + \frac{(19.4 + 38.9)12}{20,060} \right] = 0.304ksi$$

$$\text{ដូចនេះ } M_{cr} = \frac{20,060}{12} \left(\frac{6\sqrt{6500}}{1000} + 2.673 - 0.304 \right) = 4776 \text{ ft-kip}$$

y_b = ចម្ងាយពី cgs របស់ដែកប្រែកុងត្រាំងនៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់ពីសរសៃខាងក្រោម
បំផុត = 17.12in.

$$d_{pc} = h_c - y_b = 80 - 17.15 = 62.88in.$$

$$0.8h_c = 64in. \text{ សរុប}$$

$$\text{យក } d_p = 64in.$$

$$\text{ដូចនេះ } V_{ci} = \frac{0.6\sqrt{6500}(6.0 \times 64)}{1000} + 114.5 + \frac{172.4 \times 4776}{577.1} = 1559.8kips$$

$$\text{តម្លៃអប្បបរមារបស់ } V_{ci} = 1.7\sqrt{f'_c}b_wd$$

$$= \frac{1.7\sqrt{6500}(6.0 \times 64)}{1000} = 52.6kips \ll 1,559.8kips \quad \text{O.K.}$$

b. Web shear, V_{cw}

ពីសមីការ 5.15

$$V_{cw} = (3.5\lambda\sqrt{f'_c} + 0.3\bar{f}_c)b_wd_p + V_p$$

ដែលនៅក្នុង AASTHO គេប្រើតួ F_{pe} ជំនួសឱ្យ $\bar{f}_c$ ។ វាជាកុងត្រាំងសង្កត់នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់
របស់មុខកាត់ដែលទប់ទល់គ្រប់បន្ទុកអនុវត្តន៍ខាងក្រៅទាំងអស់ ។

$$\bar{f}_c = -\frac{P_e}{A_c} \left(1 - \frac{e_{e1}(c_{bc} - c_b)}{r^2} \right) + \frac{M_D(c_{bc} - c_b)}{I_c}$$

ពីលក្ខណៈមុខកាត់ $c_{bc} = 54.6in.$ ហើយ $c_b = 36.6in.$

$$\bar{f}_c = -\frac{1024}{767} \left(1 - \frac{19.5(54.60 - 36.60)}{712} \right) + \frac{334.7 \times 12(54.60 - 36.60)}{545,894}$$

$$= -0.676 + 0.132 = -0.545ksi(C)$$

V_p = បង្កកម្ល៉ាងប្រែកុងត្រាំងបញ្ឈរ

ពីរបី ១២.១៤, មុំ ψ ដែលផ្ដើមដោយបន្ទាត់ប៉ះទៅនឹង tendon ទាំង 10

$$\cong \frac{65-15}{48.5 \times 12} \cong \sin \psi \cong 0.086$$

$$V_p = A_{ps} f_{pe} \sin \psi = (10 \times 0.153) 149.0 \times 0.086 = 19.61$$

$$\text{ដូចនេះ } V_{cw} = \left(\frac{3.5 \times 1.0 \sqrt{6500}}{1000} + 0.3 \times 0.545 \right) 6.0 \times 64 + 19.61$$

$$= 171.15 + 19.61 = 190.8 \text{ kips, លុបដោយសារវាតូចជាង } V_{ci}$$

c. ជ្រើសរើសដែកកង (selection of web shear)

$$V_c = 190.8 \text{ kips}$$

$$V_u < \phi(V_c + V_s) \quad \text{ឬ} \quad V_s = \left(\frac{V_u}{\phi} - V_c \right)$$

$$V_s \text{ តម្រូវការ} = \frac{286.9}{0.9} - 190.8 = 128.0 \text{ kips}$$

$$V_s \text{ អនុញ្ញាតអតិបរមា} = 8\sqrt{f'_c} b_w d_v = 8\sqrt{6500} \frac{6.0 \times 64}{1000} = 247.7 \text{ kips}$$

$$> 128.0 \text{ kips O.K.}$$

(ការជ្រើសរើសកម្ពស់គ្រប់គ្រាន់សម្រាប់កម្លាំងកាត់)

$$V_s = \frac{A_v f_y d_v}{s}$$

$$\frac{A_v}{s} \text{ តម្រូវការ} = \frac{V_s}{f_y d_v} = \frac{128.0}{60.0 \times 64} = 0.033 \text{ in.}^2 / \text{ft} = 0.0028 \text{ in.}^2 / \text{in.}$$

$$\frac{A_v}{s} \text{ អប្បបរមា} = \frac{50 b_w}{f_y} = \frac{(50 \times 6.0)}{60,000} = 0.005 \text{ in.}^2 / \text{in.} \quad \text{លុប}$$

ដោយប្រើដែកកងអក្សរ U ដែលមានជើងពីរ #4 នៅក្នុងមុខកាត់ចតុកោណខាងចុង.

$$A_v = 2 \times 0.20 = 0.40 \text{ in.}^2$$

$$\text{ចំណាត } s = \frac{A_v}{\text{unit } A_v} = \frac{0.40}{0.005} = 80 \text{ in.}$$

ចំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមា $s = 0.75 h_c$ ឬ 24 in.

$$s_{\max} = 0.75(72 + 7.5 + 0.5) = 60 \text{ in.} \quad \text{ឬ } 24 \text{ in.}$$

ប្រើដែកកងអក្សរ #4 ចំណាត 12 in. គិតពីអ័ក្សទៅអ័ក្សនៅក្នុងមុខកាត់ចតុកោណខាងចុងលើចម្ងាយ

$= h = 80 \text{ in.}$ ។ បន្ទាប់ពី anchorage block នេះ គេមិនត្រូវការដែកកងទេ ។ ប៉ុន្តែ វាជាការប្រសើរ

ដែលគេប្រើ minimum vertical mesh reinforcement នៅក្នុងទ្រនុងតាមបណ្តោយល្វែង ។ ចំណាត

12 in. ត្រូវការសម្រាប់ interface horizontal shear ។

2. Interface shear reinforcement

កំណត់ interface shear force សម្រាប់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់នៅត្រង់ $\frac{1}{2}h_c$ ពីទម្រ ។

a. Contact surface roughened or minimum ties used

$$V_u = 286.9kips < V_{nh}$$

$$V_{nh} = \text{លើស្តីស្តង់ដារកម្លាំងកាត់ដេក nominal}$$

$$\geq \frac{V_u}{\phi} = \frac{286.9}{0.9} = 318.8kips$$

$$V_{nh} \text{ អនុញ្ញាត} = b_v d_{pc}$$

ដែល

$$b_v = \text{ទទឹងរបស់មុខកាត់នៅត្រង់ផ្ទៃប៉ះដែលត្រូវធ្វើការអង្កេតសម្រាប់កម្លាំងកាត់ដេក} = 42.0in.$$

$$d_{pc} = 62.88in. \quad \text{បានពីលើកមុន}$$

$$V_{nh} \text{ ដែលអាចមាន} = \frac{80(42.0 \times 62.88)}{1000} = 211.3kips < 318.9kips$$

ដូចនេះ គេត្រូវការ dowel reinforcement ។

b. Minimum ties provided and contact surface roughened

$$V_{nh} = 350b_v d_{pc} = \frac{350(42.0 \times 62.88)}{1000} = 924.3kips > 318.8kips \quad \text{O.K.}$$

$$\text{យក } V_{nh} = 318.8kips$$

ពីសមីការ 5.33

$$A_{vh} \text{ អប្បបរមា} = \frac{50b_v I_{vh}}{f_y} = \frac{50b_v s}{f_y} \quad \text{ក្នុងមួយ dowel}$$

$$\text{សន្ទត់គំណាត dowel} = 12in.$$

$$A_{vh} \text{ អប្បបរមាក្នុងមួយ dowel} = \frac{50(42 \times 12)}{60,000} = 0.42in.^2 / ft$$

$$\text{ដែកកងដែលអាចមានទម្រង់ dowel ដែលអាចមាន} = \text{ដែកកង \#4 មានគំណាត } 12in. \text{ c./c.}$$

$$= 0.40in.^2 / ft \quad \text{O.K.}$$

បន្ទាប់ពីតំបន់ប្តូរកតុកោណខាងចុង 80in. ដាក់ dowel #4 ដែលមានគំណាត 12in. c./c. ។ គេអាច

ប្រើដែក #4 ជើងមួយ ដើម្បីអាចដាក់វាបាននៅក្នុងទ្រនុងកម្រាស់ 6in. ។

$$\text{គំណាតអនុញ្ញាតអតិបរមា} = 4b_w = 4 \times 6 = 24in. \quad \text{O.K.}$$

ចំណាំថា គេប្រើ vertical web shear reinforcement នៅទីនេះដើម្បីធ្វើជា dowel reinforcement ។

3. ការគណនាភាពងាប់ (Deflection Computations)

ការគណនាភាពងាប់មានលក្ខណៈស្រដៀងគ្នានឹងការគណនាភាពងាប់នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.២ លើកលែងត្រង់ នៅក្នុង standard AASHTO specification គេមិនគិត fatigue live load សម្រាប់ភាពងាប់ទេ ។ ពីតារាង ១២.១២ (ឧទាហរណ៍ ១២.២) ភាពងាប់រយៈពេលវែងចុងក្រោយក្លាយជា៖

$$\delta = -8.62 + 3.46 + 3.86 + 0.60 + 0.41 = -0.29in. \quad (\text{camber})$$

$$< \frac{L}{800} = \frac{120 \times 12}{800} = 1.8in \quad \text{O.K.}$$

ទទួលយកការគណនាផ្ទឹមខាងក្នុងរបស់ bridge deck នៅក្នុងឧទាហរណ៍ ១២.៣ និង ១២.៤ ។

១២.១៣. សិក្សាគណនាដែកកម្លាំងកាត់ និងដែកកម្លាំងរមួលរបស់ស្ពានរ៉ែតប្រអប់

Shear and Torsion Reinforcement Design of a Box-Girder Bridge

ឧទាហរណ៍ ១២.៥៖ ស្ពានរ៉ែតប្រអប់សមាសដែលមានពីរ lane មានប្រវែងស្វែង 90 ft(27.5m) ។ កម្រាល deck ត្រូវបានផ្សំឡើងដោយផ្ទឹម AASTHO BIII-48 box ចំនួន 7 ដើម្បីផ្តុំបាន deck ស្ពាន 28 ft និងឱ្យជាផ្លូវចរា-ចរណ៍ 25 ft ដូចបង្ហាញក្នុងរូបទី ១២.១៦ ។ ផ្ទឹមនីមួយៗរងនូវកំលាំងកាត់មេគុណ $V_u = 140kips$ នៅត្រង់មុខកាត់ទម្រង់ដែលគ្រោះថ្នាក់, ម៉ូម៉ង់ត្រូវគ្នានៅត្រង់មុខកាត់នេះ = 320 ft – kip និងម៉ូម៉ង់រមួល $T_u = 165 ft – kip$ ។

សិក្សាគណនាដែកកម្លាំងកាត់ និងដែកកម្លាំងរមួលសម្រាប់មុខកាត់ស្ពាននេះ ដោយប្រើសមីការរបស់ LRFD គេឱ្យ៖

$$f'_c = 5.0ksi$$

$$f'_{ci} = 4.0ksi$$

$$f_{pu} = 270.0ksi$$

$$f_{py} = 0.90 f_{pu} = 243.0ksi$$

$$f_{pi} < 0.75 f_{pu} = 202.5ksi$$

$$\text{កំហុសបង់ប្រែក្នុងត្រាំងសរុប} = 22\%$$

$$f_y = 60.0ksi$$

$$E_{ps} = 28,500ksi$$

$$E_s = 29,000ksi$$

$$A_c = 813in.^2$$

$$h = 39in.$$

$$I_g = 168,367in.^4$$

$$c_b = 19.29 \text{ in.}$$

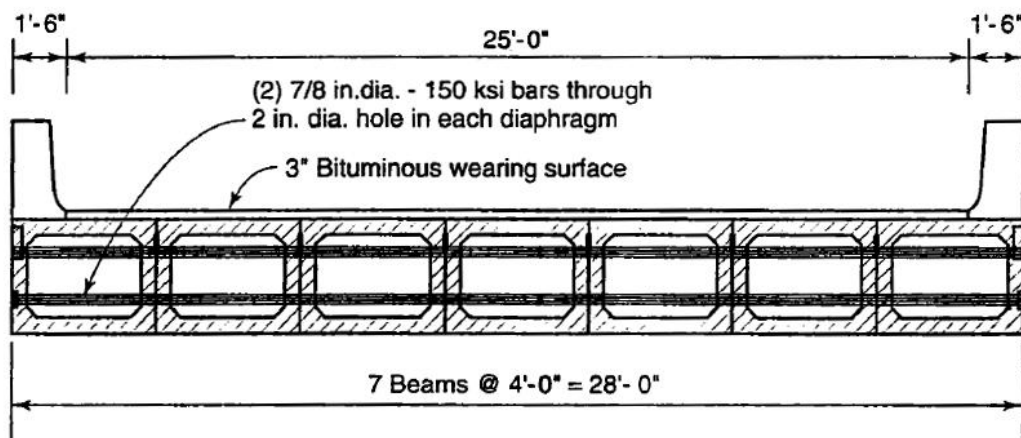
$$c_t = 19.71 \text{ in.}$$

$$S_b = 8,721 \text{ in.}^3$$

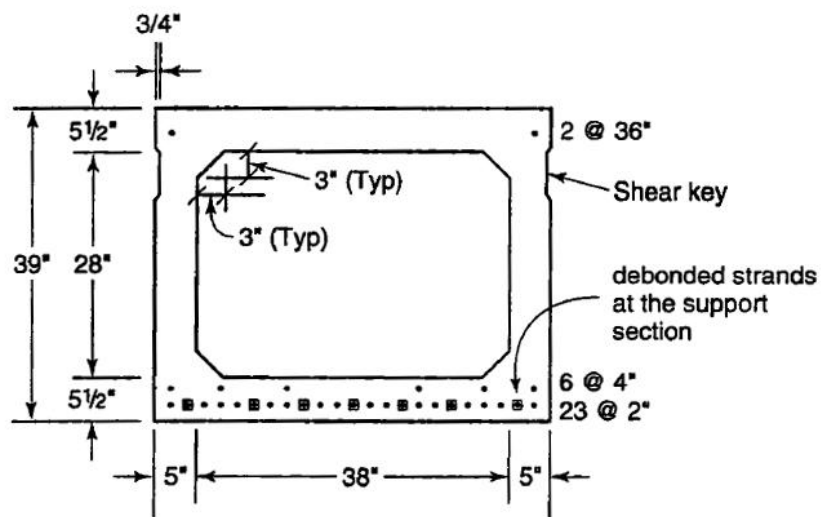
$$S^t = 8,542 \text{ in.}^3$$

$$E_{ci} = 3840 \text{ ksi}$$

$$E_c = 4290 \text{ ksi}$$



(a)



(b)

Figure 12.16 Two-Lane Box-Girder Bridge. (a) Roadway cross section, (b) Cross section of a component beam unit at midspan and at end sections. The end section has seven strands de-bonded.

ដំណោះស្រាយ:**1. កម្ពស់កម្លាំងកាត់ប្រសិទ្ធភាព (effective shear depth), d_v**

កាបប្រែក្នុងត្រាំងមានលក្ខណៈដេក, $V_p = 0$

ពីរូបទី ១២.១៦

នៅត្រង់កណ្តាលល្វែង, $A_{ps} = 7$ -wire, low-relaxation 270-K strand អង្កត់ផ្ចិត $0.5in$ ចំនួន 31
 $= 4.437in.^2$ នៅត្រង់សរសៃខាងក្រោម

នៅត្រង់ទម្រ $A_{ps} = 24$ strands ដែល 7 ជា de-bonded $= 3.366in.^2$

c.g.s. របស់ strand ពីសរសៃខាងក្រោម ត្រង់កណ្តាលល្វែង:

$$y_{bc} = \frac{23 \times 2 + 6 \times 4 + 2 \times 36}{31} = 4.58in.$$

d_p កណ្តាលល្វែង $= h - y_{bc} = 39.0 - 4.58 = 34.42in.$

c.g.s. របស់ strand ពីសរសៃខាងក្រោម ត្រង់ទម្រ:

$$y_{bc} = \frac{(23-7) \times 2 + 6 \times 4 + 2 \times 36}{31-7} = 5.33in.$$

d_p ត្រង់ទម្រ $= h - y_{bc} = 39.0 - 5.33 = 33.67in.$

$$\text{ដែល } d_c = \frac{A_{ps} f_{ps} d_p + A_s f_y d}{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y}$$

$d_v =$ កម្ពស់កម្លាំងកាត់ប្រសិទ្ធភាព

$=$ ចម្ងាយរវាងកម្លាំងផ្គុំនៃកម្លាំងទាញ និងកម្លាំងសង្កត់ ប៉ុន្តែមិនត្រូវតូចជាង $0.90d_c$ ឬ $0.72h$ ។

ដើម្បីកំណត់កម្ពស់អ័ក្សណិត c និងកម្ពស់ប្តូកចតុកោណសមមូល a ប្រើមុខកាត់កណ្តាលល្វែងសម្រាប់

ការគណនា ដោយសារវាជាមុខកាត់នៃម៉ូម៉ង់អតិបរមា ($M_u = 0$ នៅត្រង់ទម្រ) ។

សន្មតថា អ័ក្សណិតស្ថិតនៅក្នុងស្នាប $5.5in.$

$$c = \frac{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A'_s f'_y}{0.85 f'_c \beta_1 b + k A_{ps} \left(\frac{f_{pu}}{d_p} \right)} = \frac{4.437(270) + 0 + 0}{0.85 \times 5.0 \times 0.80 \times 48 + 0.28 \times 4.437 \left(\frac{270}{34.42} \right)}$$

$$= 6.95in.$$

$$a = \beta_1 c = 0.80 \times 6.95 = 5.56in. > 5.5in. , \text{ ដូចនេះគិតវាជាមុខកាត់មានស្នាបដែលមាន}$$

$$\text{ទទឹង } b = \text{ទទឹងទ្រនុង } b_w$$

$$b_w = 2 \times 5 = 10in.$$

$$c = \frac{A_{ps} f_{pu} + A_s f_y - A'_s f'_y - 0.85 f'_c \beta_1 (b - b_w) h_f}{0.85 f'_c \beta_1 b_w + k A_{ps} \left(\frac{f_{pu}}{d_p} \right)}$$

$$= \frac{4.437 \times 270 + 0 - 0 - 0.85 \times 0.80 \times 5.0 (48 - 10) 5.5}{0.85 \times 5.0 \times 0.80 \times 10 + 0.28 \times 4.437 \left(\frac{270}{34.42} \right)}$$

$$= 11.14 \text{ in.} > 5.5 \text{ in.} \quad \text{O.K.}$$

$$a = \beta_1 c = 0.80 \times 11.14 = 8.91 \text{ in.}$$

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - k \frac{c}{d_p} \right) = 270 \left(1 - 0.28 \left\{ \frac{11.14}{34.4} \right\} \right) = 245.4 \text{ ksi}$$

$$d_v = \left(d_p - \frac{a}{2} \right) = 33.67 - \frac{8.91}{2} = 29.22 \text{ in.}$$

$$0.9 d_c = 0.9 \times 33.67 = 30.30 \text{ in.} \quad (\text{លុប})$$

$$0.72 h = 0.72 \times 39 = 28.08 \text{ in.}$$

2. មុំ θ របស់ diagonal compression struts,

មុខកាត់ក្បែរទម្រង់ជាន់ $0.5 d_v \cot \theta$ ឬ d_v ពីផ្ទៃរបស់ទម្រង់។ គេទទួលបាន θ ពីតារាង ១២.៨ ដោយប្រើតម្លៃរបស់ v / f'_c និង ε_x ។

ពីសមីការ 12.41,

$$v = \frac{V_u - \phi V_p}{\phi b_v d_v} + \frac{T_p P_h}{\phi A_{oh}^2}$$

$$\phi = 0.9 \quad \text{ពីតារាង ១២.១ (a)}$$

$$A_{oh} = (48 - 2 \times 1.5 \text{ for clear cover} - 2 \times 0.25 \text{ for stirrups}) \times (39 - 2 \times 1.5 - 2 \times 0.25)$$

$$= 44.5 \times 35.5 = 1580 \text{ in.}^2$$

$$P_h = 2(44.5 + 35.5) = 160 \text{ in.}$$

$$b_v = 2 \times 5 = 10 \text{ in.}$$

$$v = \frac{140 - 0}{0.9 \times 10 \times 30.3} + \frac{165 \times 12 \times 160}{0.9 (1580)^2}$$

$$= 0.515 + 0.141 = 0.656 \text{ ksi}$$

$$\frac{v}{f'_c} = \frac{0.656}{5.0} = 0.131$$

ពីសមីការ 12.27 សម្រាប់ការកែតម្រូវកម្លាំងរមួល និងសមីការ 12.28 (a) សម្រាប់កុងត្រាំង f_{po}

$$\epsilon_x = \frac{\frac{M_u}{d_u} + 0.5N_u + 0.5V_u \cot \theta \sqrt{V_u^2 + \left(\frac{P_h T_u}{2A_o}\right)^2} - A_{ps} f_{po}}{2(E_s A_s + E_{ps} A_{ps})}$$

យក $f_{po} \cong f_{pe} = f_{pi}(1 - 0.22) = 202.5 \times 0.78 = 157.9 \text{ ksi}$

$N_u = 0$

$A_o \cong 0.85 A_{oh} = 0.85 \times 1580 = 1343 \text{ in.}^2$

សាកល្បង $\theta = 23.5^\circ$ សម្រាប់ការសាកល្បងលើកទីមួយ ។ $\cot 23.5^\circ = 2.30$

$$\epsilon_x = \frac{\frac{320 \times 12}{30.3} + 0 + 0.5 \cot 23.5^\circ \sqrt{(140)^2 + \left(\frac{160 \times 165 \times 12}{2 \times 1343}\right)^2} - (3.366 \times 157.9)}{2(0 + 28,500 \times 3.366)}$$

$$= -1.01 \cdot 10^{-3} \text{ in./in.} < 0.002 \text{ in./in.} \quad \text{O.K.}$$

ដោយសារតម្លៃរបស់បម្រែបម្រួលរាងធ្វើបកម្លាំងទាញ ϵ_x នៅត្រង់ទីប្រជុំទម្ងន់របស់ដែកអវិជ្ជមាន គេអាចកាត់បន្ថយតម្លៃរបស់វាដោយមេគុណ

$$F_\epsilon = \frac{E_s A_s + E_{ps} A_{ps}}{E_c A_c + E_s A_s + E_{ps} A_{ps}} = \frac{0 + 28,500 \times 4.437}{4290 \times 813 + 0 + 28,500 \times 4.437} = 0.035$$

ϵ_x ដែលកែតម្រូវ = $0.035(-1.01 \cdot 10^{-3}) = -0.035 \cdot 10^{-3} < 0.002 \text{ in./in.} \quad \text{O.K.}$

ដោយបញ្ចូល $v/f'_c = 0.131$ និង $\epsilon_x = -0.035 \cdot 10^{-3}$ ទៅក្នុងតារាង ១២.៨ យើងទទួលបាន $\theta = 22.6^\circ$ ដែលប្រហាក់ប្រហែលនឹង θ ដែលសន្មតនៅក្នុងការសាកល្បងលើកទីមួយ ដូចនេះយើងទទួលបានតម្លៃនេះ ។

តម្លៃ β ដែលត្រូវគ្នា = 2.8

3. សិក្សាគណនាដែកកងបិទជិត (design of transverse closed stirrups)

$$V_c = 0.0316 \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v \quad \text{ដោយប្រើខ្នាត ksi}$$

$$= 0.0316 \times 2.8 \sqrt{5.0} (10 \times 30.3) = 59.9 \text{ kips} < 140 \text{ kips}$$

ដូចនេះ គេត្រូវការ web shear reinforcement

ពីសមីការ 12.40(a)

$$\frac{A_v}{s} = \frac{V_n - (0.0361 \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v + V_p)}{f_y d_v \cot \theta}$$

$$= \frac{\frac{140}{0.9} - (0.0361 \times 2.8 \sqrt{5.0} \times 10 \times 30.3 + 0)}{60.0 \times 30.3 \times 2.3}$$

$$= 0.023 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{two legs}$$

ពីសមីការ 12.40 (b)

$$\frac{A_t}{s} = \frac{T_u}{2A_o f_y \cot \theta} = \frac{165 \times 12}{2 \times 1343 \times 60 \times 2.3} = 0.006 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{one leg}$$

$$\frac{A_{vt}}{s} = \frac{A_v}{s} + 2 \frac{A_t}{s} = 0.023 + 2(0.006) = 0.035 \text{ in.}^2 / \text{in.} / \text{two legs}$$

សាកល្បងដែកកងបិទជិត #4 មានគំលាត 10in. ពីអ័ក្សទៅអ័ក្សពេលលែង ។ ចំណាំថា គេអាចបង្កើន គំលាតរបស់ដែកកង (transverse reinforcement) តាមបណ្តោយលែង ប្រសិនបើ envelopes របស់កម្លាំង កាត់ និងកម្លាំងរមួលធានាឱ្យធ្វើបែបនេះ ។

4. ត្រួតពិនិត្យដែកបណ្តោយ (longitudinal reinforcement check)

ពីសមីការ 12.40

$$\phi(A_s f_y + A_{ps} f_{ps}) \geq \frac{M_u}{\phi d_v} + 0.5 \frac{N_u}{\phi} + \cot \theta \sqrt{\left(\frac{V_u}{\phi} + 0.5 V_s - V_p \right)^2 + \left(\frac{0.45 T_u P_o}{\phi 2 A_o} \right)^2}$$

$$A_{ps} f_{ps} = 3.366 \times 245.5 = 826 \text{ kips}$$

$$A_o \approx 0.85 A_{oh} = 0.85 \times 1580 = 1343 \text{ in.}^2$$

$$P_o \approx 0.85 P_h = 0.85 \times 160 = 136 \text{ in.}$$

$$V_s = \frac{A_v f_y d_v}{s} = \frac{0.40 \times 60 \times 30.3}{6.75} = 108 \text{ kips}$$

$$\text{ដូចនេះ } \frac{320 \times 12}{0.9 \times 30.2} + 0 + 2.3 \sqrt{\left(\frac{140}{0.9} + 0.5 \times 102 \right)^2 + \left(\frac{0.45 \times 165 \times 12 \times 136}{0.9 \times 2 \times 1343} \right)^2}$$

$$= 140.8 + 2.3(212.6) = 630 \text{ kips} < 826 \text{ kips}$$

ដូចនេះ គេមិនត្រូវការដែកបណ្តោយបន្ថែមទេ ។ ទទួលយក vertical tie #4 ដែលមានគំលាត 10in. ស្ថិតនៅកណ្តាលរបស់ជញ្ជាំងនៃថ្នើមប្រអប់ ។ ប្រសិនបើ vertical transverse tie មិនមែនជាដែកតែមួយ គេ ត្រូវផ្តល់ development length ឱ្យវាគ្រប់គ្រាន់តាមការទាមទាររបស់ specification ។

១២.១៤. សមីការសម្រាប់សិក្សាគណនាសំខាន់ៗសម្រាប់ LRFD ក្នុងទម្រង់ប្រព័ន្ធខ្នាត SI

LRFD Major Design Expressions in SI Format

សមីការ 12.9 (a):

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - k \frac{c}{d_p} \right)$$

$$k = 2 \left(1.04 - \frac{f_{py}}{f_{pu}} \right)$$

សម្រាប់ non-bonded tendons

$$f_{ps} = f_{pe} + 1.5 \frac{L}{d_p} E_{ps} \varepsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c} - 1.0 \right) \frac{L_1}{L_2} < 0.94 f_{py}$$

សមីការ 12.12(a):

$$\frac{c}{d_e} \leq 0.42$$

មេគុណបែងចែកម្លូម៉ង់ $p_d = 20 \left(1 - 2.36 \frac{c}{d_e} \right)$

សមីការ 12.24(a):

$$V_c = 0.083 \beta \sqrt{f'_c} b_v d_v \quad \text{ដែល } b_v \text{ និង } d_v \text{ គិតជា } mm \text{ ហើយ } f'_c \text{ គិតជា } MPa$$

សមីការ 12.29, នៅពេលដែលមានកម្លាំងរមួល

$$\phi (A_s f_y + A_{ps} f_{ps}) \geq \frac{M_u}{d_v} + 0.5 N_u + \cot \theta \sqrt{(V_u - 0.5 V_p)^2 + \left(\frac{0.45 T_u P_h}{2 A_o} \right)^2}$$

សមីការ 12.35:

$$A_{vf} = 0.35 b_v \frac{s}{f_y} \quad \text{ដែល } b_v \text{ និង } s \text{ គិតជា } mm$$

សមីការ 12.38:

$$V_u = \sqrt{V_u^2 + \left(\frac{0.9 T_u P_h}{2 A_o} \right)^2} \quad \text{ដែល } V_u \text{ គិតជា } N, T_u \text{ គិតជា } N \cdot mm \text{ និង } A_o \text{ គិតជា } mm^2$$

សមីការ 12.40(b)

$$\frac{A_t}{s} = \frac{T_u}{2 A_o f_y \cot \theta} \quad \text{ដែល } s \text{ គិតជា } mm$$

ចំណេញ

១២.១. សិក្សាគណនាកម្រាលស្ពាន AASTHO-PCI bulb-tee ទម្រង់សាមញ្ញដែលមិនមាន skew សម្រាប់ការពត់បង្កោងដោយប្រើ LRFD AASTHO specification ។ ធ្នឹមនេះមានល្វែង $100\text{ ft}(30.5\text{ m})$ ។ គ្រឿងបង្កផ្នែកខាងលើ (superstructure) ផ្សំដោយធ្នឹមរងប្រេកុងត្រាំងជាមុនចំនួន 6 ដែលមានគំលាតពីអ័ក្សទៅអ័ក្ស $9'-0''(2.74\text{ m})$ ។ ស្ពាននេះកម្រាលកម្រាស់ $8\text{ in.}(203\text{ mm})$ ដែលចាក់នៅនឹងកន្លែងជាមួយនឹងផ្នែកកម្រាលខាងលើ 1.5 in. ដែលគេគិតវាជា wearing surface ។ បន្ទុកអថេរគណនា (design live load) គឺ HL-93

AASTHO-LRFD fatigue loading ។ សន្មតថាស្ពាននេះស្ថិតក្នុងតំបន់រងការរញ្ជួយដីខ្សោយ ។

គេឱ្យ កុងត្រាំងអនុញ្ញាតអតិបរមាដូចខាងក្រោម៖

កម្រាល $f'_c = 4,000\text{ psi}$ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា

$$f_c = 0.60 f'_c = 2,400\text{ psi}$$

បុលប-តរេ $f'_c = 6,500\text{ psi}$

$$f'_{ci} = 5,500\text{ psi}$$

$$f_c = 0.60 f'_c = 3,900\text{ psi}, \text{ service III}$$

$$f_c = 0.45 f'_c = 2,925\text{ psi}, \text{ service I}$$

$$f_{ci} = 0.60 f'_c = 3,480\text{ psi}$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c} = 484\text{ psi}$$

$$f_{pu} = 270,000\text{ psi}$$

$$f_{py} = 0.90 f_{pu} = 243,000\text{ psi}$$

$$f_{pi} = 0.75 f_{pu} = 202,500\text{ psi}$$

$$f_y = 60,000\text{ psi}$$

$$E_{ps} = 28.5 \times 10^6\text{ psi}$$

$$E_s = 29.0 \times 10^6\text{ psi}$$

១២.២. សិក្សាគណនាដែកកម្លាំងកាត់អង្កត់ទ្រូងសម្រាប់ធ្នឹម bulb-tee នៅក្នុងចំណេញ ១២.១ នៅត្រង់មុខកាត់គ្រោះថ្នាក់នៅក្បែរទម្រង់ និងដែកផ្ទេរកម្លាំងកាត់ផ្ទៃប៉ះ (interface shear transfer reinforcement) នៅត្រង់ប្លង់ផ្ទៃប៉ះរវាងមុខកាត់ចាក់ស្រាប់ និងកម្រាលបេតុងចាក់នៅកន្លែង ។ ដូចគ្នា ចូរផ្សេងផ្ទាត់ភាពជាបរិបទស្ថិតក្នុងដែនកំណត់អនុញ្ញាត ។

១២.៣. ស្ថានល្វែងទោល unskewed AASTHO typw BIII-48 ដែលមានផ្លូវចរាចរណ៍ ២ខ្សែ មានល្វែងប្រវែង 96 ft និងមុខកាត់ដូចបង្ហាញនៅក្នុងរូបថត P.12.1 ។ ទទឹងកម្រាលសរុបគឺ 28 ft និងមានទំហំផ្លូវចរាចរណ៍សុទ្ធ 25 ft ។ កម្រាលស្ថានក្រាលដោយកម្រាលកៅស៊ូ (bituminous wearing surface) កម្រាស់ 3 in. ។ សិក្សាគណនាអង្កត់ប្រអប់ខាងក្នុងសម្រាប់ការពត់បង្គោល និងការកាត់ដោយប្រើ AASTHO LRFD specification ។ គេឱ្យ៖

ល្វែងប្រសិទ្ធភាព $= 95\text{ ft}$

$$f'_c = 5,000\text{ psi} \text{ បេតុងទម្ងន់ធម្មតា}$$

$$f_c = 0.60 f'_c = 3,000\text{ psi} , \text{ service III}$$

$$f_c = 0.45 f'_c = 2,250\text{ psi} , \text{ service I}$$

$$f_{ci}' = 0.80 f'_c = 4,000\text{ psi}$$

$$f_t = 6\sqrt{f'_c} = 424\text{ psi}$$

$$f_{pu} = 270,000\text{ psi}$$

$$f_{py} = 0.90 f_{pu} = 243,000\text{ psi}$$

$$f_{pi} = 0.75 f_{pu} = 202,500\text{ psi}$$

$$f_y = 60,000\text{ psi}$$

$$E_{ps} = 28.5 \times 10^6\text{ psi}$$

$$E_s = 29,0 \times 10^6\text{ psi}$$

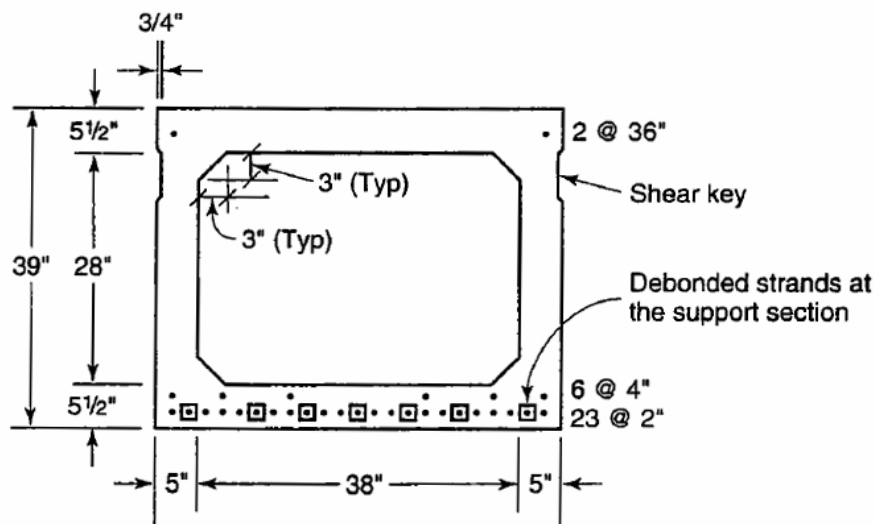


Figure P12.1 Box Beam Geometry

លក្ខណៈមុខកាត់:

$$A_c = 813 \text{ in.}^2$$

$$f = 39 \text{ in.}$$

$$I_c = 168,367 \text{ in.}^4$$

$$c_b = 19.29 \text{ in.}$$

$$c_t = 19.71 \text{ in.}$$

$$S_b = 8,728 \text{ in.}^3$$

$$S^t = 8,542 \text{ in.}^3$$

$$W_D = 827 \text{ lb / ft}$$

១២.៤. ដោះស្រាយចំណោទ ១២.៣ ដោយប្រើ AASTHO standard specification សម្រាប់ការពត់បង្គោល
កម្លាំងកាត់ និងភាពងាប់ ។

ឧបសម្ព័ន្ធ

Appendix

Table —1 Conversion to International System of Units (SI)

To convert from	to	Multiply by
Length		
inch (in.)	millimeter (mm)	25.4
inch (in.)	meter (m)	0.0254
foot (ft)	meter (m)	0.3048
yard (yd)	meter (m)	0.9144
Area		
square foot (sq ft)	square meter (sq m)	0.09290
square inch (sq in.)	square millimeter (sq mm)	645.2
square inch (sq in.)	square meter (sq m)	0.0006452
square yard (sq yd)	square meter (sq m)	0.8361
Volume		
cubic inch (cu in.)	cubic meter (cu m)	0.00001639
cubic foot (cu ft)	cubic meter (cu m)	0.02832
cubic yard (cu yd)	cubic meter (cu m)	0.7646
gallon (gal) Can. liquid*	liter	4.546
gallon (gal) Can. liquid*	cubic meter (cu m)	0.004546

Table -1 Continued

To convert from	to	Multiply by
gallon (gal) U.S. liquid*	liter	3.785
gallon (gal) U.S. liquid*	cubic meter (cu m)	0.003785
Force		
kip	kilogram (kgf)	453.6
kip	newton (N)	4448.0
pound (lb)	kilogram (kgf)	0.4536
pound (lb)	newton (N)	4.448
Pressure or Stress		
kips/square inch (ksi)	megapascal (MPa)**	6.895
pound/square foot (psf)	kilopascal (kPa)**	0.04788
pound/square inch (psi)	kilopascal (kPa)**	6.895
pound/square inch (psi)	megapascal (MPa)**	0.006895
pound/square foot (psf)	kilogram/square meter (kgf/sq m)	4.882
Mass		
pound (avdp)	kilogram (kg)	0.4536
ton (short, 2000 lb)	kilogram (kg)	907.2
ton (short, 2000 lb)	tonne (t)	0.9072
grain	kilogram (kg)	0.00006480
tonne (t)	kilogram (kg)	1000
Mass (weight) per Length		
kip/linear foot (klf)	kilogram/meter (kg/m)	0.001488
pound/linear foot (plf)	kilogram/meter (kg/m)	1.488
pound/linear foot (plf)	newton/meter (N/m)	14.593
Mass per volume (density)		
pound/cubic foot (pcf)	kilogram/cubic meter (kg/cu m)	16.02
pound/cubic yard (pcy)	kilogram/cubic meter (kg/cu m)	0.5933
Bending Moment or Torque		
inch-pound (in.-lb)	newton-meter	0.1130
foot-pound (ft-lb)	newton-meter	1.356
foot-kip (ft-k)	newton-meter	1356
Temperature		
degree Fahrenheit (deg F)	degree Celsius (C)	$t_C = (t_F - 32)/1.8$
degree Fahrenheit (deg F)	degree Kelvin (K)	$t_K = (t_F + 459.7)/1.8$
Energy		
British thermal unit (Btu)	joule (j)	1056
kilowatt-hour (kwh)	joule (j)	3,600,000
Power		
horsepower (hp) (550 ft lb/sec)	watt (W)	745.7
Velocity		
mile/hour (mph)	kilometer/hour	1.609
mile/hour (mph)	meter/second (m/s)	.04470
Other		
Section modulus (in. ³)	mm ³	16.387
Moment of inertia (in. ⁴)	mm ⁴	416.231
Coefficient of heat transfer (Btu/ft ² /h/°F)	W/m ² /°C	5.678
Modulus of elasticity (psi)	MPa	0.006895
Thermal conductivity (Btu-in./ft ² /h/°F)	Wm/m ² /°C	0.1442
Thermal expansion (in./in./°F)	mm/mm/°C	1.800
Area/length (in. ² /ft)	mm ² /m	2116.80

*One U.S. gallon equals 0.8321 Canadian gallon.

**A pascal equals one newton/square meter.

Table -2 Recommended Minimum Floor Live Loads*

Uniformly Distributed Loads		Uniformly Distributed Loads	
Occupancy or Use	Live Load (psf)	Occupancy or Use	Live Load (psf)
Apartments (see Residential)		Hotels (see Residential)	
Armories and drill rooms	150	Libraries:	
Assembly halls and other places of assembly:		Reading rooms	60
Fixed seats	60	Stack rooms (books & shelving at 65 pcf) but not less than	150
Movable seats	100	Corridors, above first floor	80
Platforms (assembly)	100	Manufacturing:	
Balcony (exterior)	100	Light	125
On one- and two-family residences only and not exceeding 100 sq ft	60	Heavy	250
Bowling alleys, poolrooms, and similar recreational areas	75	Marquees and canopies	75
Corridors:		Office buildings:	
First floor	100	Offices	50
Other floors, same as occupancy served except as indicated		Lobbies	100
Dance halls and ballrooms	100	File and computer rooms require heavier loads based upon anticipated occupancy	
Dining rooms and restaurants	100	Penal institutions:	
Dwellings (see Residential)	100	Cell blocks	40
Fire escapes	100	Corridors	100
On multi- or single-family residential buildings only		Residential:	
Garages (passenger cars only)	40	Dwellings (one- and two-family)	
For trucks and buses use AASHTO lane loads (1)	50	Uninhabitable attics without storage	10
Grandstands (see Stadium and arena bleachers)		Uninhabitable attics with storage	20
Gymnasiums, main floors and balconies	100	Habitable attics and sleeping areas	30
Hospitals:		All other areas	40
Operating rooms, laboratories	60	Hotels and multifamily houses:	
Private rooms	40	Private rooms and corridors serving them	40
Wards	40	Public rooms and corridors serving them	100
Corridors, above first floor	80		

Table -2 Continued

Uniformly Distributed Loads		Concentrated Loads	
Occupancy or Use	Live Load (psf)	Location	Load (lb)
Schools:			
Classrooms	40	Elevator machine room grating (on area of 4 sq in)	300
Corridors above first floor	80	Finish light floor plate construction (on area of 1 sq in)	200
Sidewalks, vehicular driveways, and yards, subject to trucking (2)	250	Garages	(4)
Stadiums and arena bleachers (3)	100	Office floors	2000
Stairs and exitways	100	Scuttles, skylight ribs, and accessible ceilings	200
Storage warehouse:		Sidewalks	8000
Light	125	Stair treads (on area of 4 sq in at center of tread)	300
Heavy	250		
Stores:		(1) American Association of State Highway and Transportation Officials.	
Retail:		(2) AASHTO lane loads should also be considered where appropriate.	
First floor	100	(3) For detailed recommendations, see Assembly Seating, Tents and Air Supported Structures, ANSI/NFPA 102-1978 [Z20.3].	
Upper floors	75	(4) Floors in garages or portions of buildings used for storage of motor vehicles shall be designed for the uniformly distributed live loads shown or the following concentrated loads: (1) for passenger cars accommodating not more than nine passengers, 2000 pounds acting on an area of 20 in. ² (2) mechanical parking structures without slab or deck, passenger cars only, 1500 pounds per wheel; (3) for trucks or buses, maximum axle load on an area of 20 in. ²	
Wholesale, all floors	125		
Walkways and elevated platforms (other than exitways)	60		

*Source: American National Standard ANSI A58.1-1982.

Local building codes take precedence.

Table -3 Dead Weights of Floors, Ceilings, Roofs, and Walls

Floorings	Weight (psf)		
Normal weight concrete topping, per inch of thickness	12		
Sand-lightweight (120 pcf) concrete topping, per inch	10		
Lightweight (90–100 pcf) concrete topping, per inch	8		
$\frac{3}{4}$ in. hardwood floor on sleepers clipped to concrete without fill	5		
$\frac{1}{2}$ in. terrazzo floor finish directly on slab	19		
$\frac{1}{2}$ in. terrazzo floor finish on 1 in. mortar bed	30		
1 in. terrazzo finish on 2 in. concrete bed	38		
$\frac{3}{4}$ in. ceramic or quarry tile on $\frac{1}{2}$ in. mortar bed	16		
$\frac{3}{4}$ in. ceramic or quarry tile on 1 in. mortar bed	22		
$\frac{1}{4}$ in. linoleum or asphalt tile directly on concrete	1		
$\frac{1}{4}$ in. linoleum or asphalt tile on 1 in. mortar bed	12		
$\frac{3}{4}$ in. mastic floor	9		
Hardwood flooring, $\frac{3}{4}$ in. thick	4		
Subflooring (soft wood), $\frac{3}{4}$ in. thick	2 $\frac{1}{2}$		
Asphaltic concrete, 1 $\frac{1}{2}$ in. thick	18		
Ceilings			
$\frac{1}{2}$ in. gypsum board	2		
$\frac{5}{8}$ in. gypsum board	2 $\frac{1}{2}$		
$\frac{3}{4}$ in. plaster directly on concrete	5		
$\frac{3}{4}$ in. plaster on metal lath furring	8		
Suspended ceilings	2		
Acoustical tile	1		
Acoustical tile on wood furring strips	3		
Roofs			
Ballasted inverted membrane	16		
Five-ply felt and gravel (or slag)	6 $\frac{1}{2}$		
Three-ply felt and gravel (or slag)	5 $\frac{1}{2}$		
Five-ply felt composition roof, no gravel	4		
Three-ply felt composition roof, no gravel	3		
Asphalt strip shingles	3		
Rigid insulation, per inch	$\frac{1}{2}$		
Gypsum, per inch of thickness	4		
Insulating concrete, per inch	3		
Walls			
	Un-plastered	One side plastered	Both sides plastered
4 in. brick wall	40	45	50
8 in. brick wall	80	85	90
12 in. brick wall	120	125	130
4 in. hollow normal weight concrete block	28	33	38
6 in. hollow normal weight concrete block	36	41	46
8 in. hollow normal weight concrete block	51	56	61
12 in. hollow normal weight concrete block	59	64	69

Table -3 Continued

Walls	Un-plastered	One side plastered	Both sides plastered
4 in. hollow lightweight block or tile	19	24	29
6 in. hollow lightweight block or tile	22	27	32
8 in. hollow lightweight block or tile	33	38	43
12 in. hollow lightweight block or tile	44	49	54
4 in. brick 4 in. hollow normal weight block backing	68	73	78
4 in. brick 8 in. hollow normal weight block backing	91	96	101
4 in. brick 12 in. hollow normal weight block backing	119	124	129
4 in. brick 4 in. hollow lightweight block or tile backing	59	64	69
4 in. brick 8 in. hollow lightweight block or tile backing	73	78	83
4 in. brick 12 in. hollow lightweight block or tile backing	84	89	94
4 in. brick, steel or wood studs, $\frac{5}{8}$ in. gypsum board	43		
Windows, glass, frame and sash	8		
4 in. stone	55		
Steel or wood studs, lath, $\frac{3}{4}$ in. plaster	18		
Steel or wood studs, $\frac{5}{8}$ in. gypsum board each side	6		
Steel or wood studs, 2 layers $\frac{1}{2}$ in. gypsum board each side	9		

Table -4 Area of Bars in a 1-Foot-wide Slab Strip

Spacing, in.	Cross Section Area of Bar, A_s (or A'_s), in. ²												Spacing, in.
	Bar Size												
	#3	#4	#5	#6	#7	#8	#9	#10	#11	#14	#18		
4	0.33	0.60	0.93	1.32	1.80	2.37	3.00	3.81	4.68			4	
4½	0.29	0.53	0.83	1.17	1.60	2.11	2.67	3.39	4.16	6.00		4½	
5	0.26	0.48	0.74	1.06	1.44	1.90	2.40	3.05	3.74	5.40	9.60	5	
5½	0.24	0.44	0.68	0.96	1.31	1.72	2.18	2.77	3.40	4.91	8.73	5½	
6	0.22	0.40	0.62	0.88	1.20	1.58	2.00	2.54	3.12	4.50	8.00	6	
6½	0.20	0.37	0.57	0.81	1.11	1.46	1.85	2.34	2.88	4.15	7.38	6½	
7	0.19	0.34	0.53	0.75	1.03	1.35	1.71	2.18	2.67	3.86	6.86	7	
7½	0.18	0.32	0.50	0.70	0.96	1.26	1.60	2.03	2.50	3.60	6.40	7½	
8	0.17	0.30	0.47	0.66	0.90	1.19	1.50	1.91	2.34	3.38	6.00	8	
8½	0.16	0.28	0.44	0.62	0.85	1.12	1.41	1.79	2.20	3.18	5.65	8½	
9	0.15	0.27	0.41	0.59	0.80	1.05	1.33	1.69	2.08	3.00	5.33	9	
9½	0.14	0.25	0.39	0.56	0.76	1.00	1.26	1.60	1.97	2.84	5.05	9½	
10	0.13	0.24	0.37	0.53	0.72	0.95	1.20	1.52	1.87	2.70	4.80	10	
10½	0.13	0.23	0.35	0.50	0.69	0.90	1.14	1.45	1.78	2.57	4.57	10½	
11	0.12	0.22	0.34	0.48	0.65	0.86	1.09	1.39	1.70	2.45	4.36	11	
11½	0.11	0.21	0.32	0.46	0.63	0.82	1.04	1.33	1.63	2.35	4.17	11½	
12	0.11	0.20	0.31	0.44	0.60	0.79	1.00	1.27	1.56	2.25	4.00	12	
13	0.10	0.18	0.29	0.41	0.55	0.73	0.92	1.17	1.44	2.08	3.69	13	
14	0.09	0.17	0.27	0.38	0.51	0.68	0.86	1.09	1.34	1.93	3.43	14	
15	0.09	0.16	0.25	0.35	0.48	0.63	0.80	1.02	1.25	1.80	3.20	15	
16	0.08	0.15	0.23	0.33	0.45	0.59	0.75	0.95	1.17	1.69	3.00	16	
17	0.08	0.14	0.22	0.31	0.42	0.56	0.71	0.90	1.10	1.59	2.82	17	
18	0.07	0.13	0.21	0.29	0.40	0.53	0.67	0.85	1.04	1.50	2.67	18	

Table -5 Properties and Design Strengths of Prestressing Strand and Wire

Seven-Wire Strand, $f_{pu} = 270$ ksi					
Nominal Diameter, in.	3/8	7/16	1/2	9/16	0.600
Area, sq in.	0.085	0.115	0.153	0.192	0.215
Weight, plf	0.29	0.40	0.53	0.65	0.74
$0.7 f_{pu} A_{ps}$, kips	16.1	21.7	28.9	36.3	40.7
$0.75 f_{pu} A_{ps}$, kips	17.2	23.3	31.0	38.9	43.5
$0.8 f_{pu} A_{ps}$, kips	18.4	24.8	33.0	41.4	46.5
$f_{pu} A_{ps}$, kips	23.0	31.0	41.3	51.8	58.1

Seven-Wire Strand, $f_{pu} = 250$ ksi						
Nominal Diameter, in.	1/4	5/16	3/8	7/16	1/2	0.600
Area, sq in.	0.036	0.058	0.080	0.108	0.144	0.215
Weight, plf	0.12	0.20	0.27	0.37	0.49	0.74
$0.7 f_{pu} A_{ps}$, kips	6.3	10.2	14.0	18.9	25.2	37.6
$0.8 f_{pu} A_{ps}$, kips	7.2	11.6	16.0	21.6	28.8	43.0
$f_{pu} A_{ps}$, kips	9.0	14.5	20.0	27.0	36.0	53.8

Three- and Four-Wire Strand, $f_{pu} = 250$ ksi				
Nominal Diameter, in.	1/4	5/16	3/8	7/16
No. of wires	3	3	3	4
Area, sq in.	0.036	0.058	0.075	0.106
Weight, plf	0.13	0.20	0.26	0.36
$0.7 f_{pu} A_{ps}$, kips	6.3	10.2	13.2	18.6
$0.8 f_{pu} A_{ps}$, kips	7.2	11.6	15.0	21.2
$f_{pu} A_{ps}$, kips	9.0	14.5	18.8	26.5

Prestressing Wire										
Diameter, in.	0.105	0.120	0.135	0.148	0.162	0.177	0.192	0.196	0.250	0.276
Area, sq in.	0.0087	0.0114	0.0143	0.0173	0.0206	0.0246	0.0289	0.0302	0.0491	0.0598
Weight, plf	0.030	0.039	0.049	0.059	0.070	0.083	0.098	0.10	0.17	0.20
Ult. strength, f_{pu} , ksi	279	273	268	263	259	255	250	250	240	235
$0.7 f_{pu} A_{ps}$, kips	1.70	2.18	2.68	3.18	3.73	4.39	5.05	5.28	8.25	9.84
$0.8 f_{pu} A_{ps}$, kips	1.94	2.49	3.06	3.64	4.26	5.02	5.78	6.04	9.42	11.24
$f_{pu} A_{ps}$, kips	2.43	3.11	3.83	4.55	5.33	6.27	7.22	7.55	11.78	14.05

Table -6 Properties and Design Strengths of Prestressing Bars

Smooth Prestressing Bars, $f_{pu} = 145 \text{ ksi}^*$						
Nominal Diameter, in.	3/4	7/8	1	1 1/8	1 1/4	1 3/8
Area, sq in.	0.442	0.601	0.785	0.994	1.227	1.485
Weight, plf	1.50	2.04	2.67	3.38	4.17	5.05
$0.7 f_{pu} A_{ps}$, kips	44.9	61.0	79.7	100.9	124.5	150.7
$0.8 f_{pu} A_{ps}$, kips	51.3	69.7	91.0	115.3	142.3	172.2
$f_{pu} A_{ps}$, kips	64.1	87.1	113.8	144.1	177.9	215.3
Smooth Prestressing Bars, $f_{pu} = 160 \text{ ksi}^*$						
Nominal Diameter, in.	3/4	7/8	1	1 1/8	1 1/4	1 3/8
Area, sq in.	0.442	0.601	0.785	0.994	1.227	1.485
Weight, plf	1.50	2.04	2.67	3.38	4.17	5.05
$0.7 f_{pu} A_{ps}$, kips	49.5	67.3	87.9	111.3	137.4	166.3
$0.8 f_{pu} A_{ps}$, kips	56.6	77.0	100.5	127.2	157.0	190.1
$f_{pu} A_{ps}$, kips	70.7	96.2	125.6	159.0	196.3	237.6
Deformed Prestressing Bars						
Nominal Diameter, in.	5/8	1	1	1 1/4	1 1/4	1 3/8
Area, sq. in.	0.28	0.85	0.85	1.25	1.25	1.58
Weight, plf	0.98	3.01	3.01	4.39	4.39	5.56
Ult. strength, f_{pu} , ksi	157	150	160*	150	160*	150
$0.7 f_{pu} A_{ps}$, kips	30.5	89.3	95.2	131.3	140.0	165.9
$0.8 f_{pu} A_{ps}$, kips	34.8	102.0	108.8	150.0	160.0	189.6
$f_{pu} A_{ps}$, kips	43.5	127.5	136.0	187.5	200.0	237.0
Stress-strain characteristics (all prestressing bars): For design purposes, following assumptions are satisfactory: $E_s = 29,000 \text{ ksi}$ $f_y = 0.95 f_{pu}$ *Verify availability before specifying						

Table -7 Moments in Beams with Fixed Ends

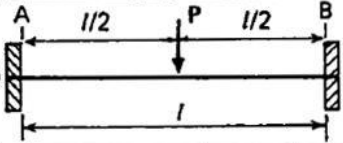
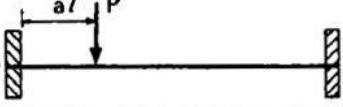
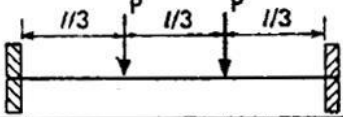
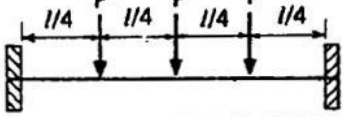
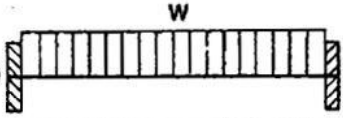
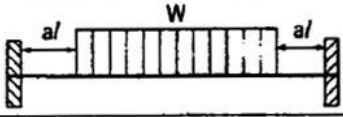
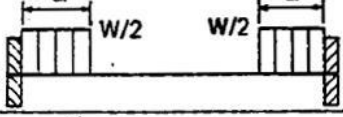
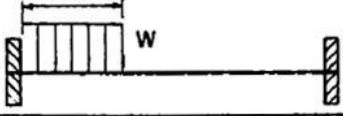
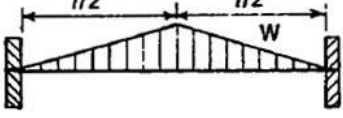
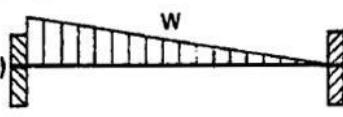
Loading	Moment at A	Moment at center	Moment at B
(1) 	$-\frac{Pl}{8}$	$+\frac{Pl}{8}$	$-\frac{Pl}{8}$
(2) 	$-Pl/a(1-a)^2$		$-Pla^2(1-a)$
(3) 	$-\frac{2Pl}{9}$	$+\frac{Pl}{9}$	$-\frac{2Pl}{9}$
(4) 	$-\frac{5Pl}{16}$	$+\frac{3Pl}{16}$	$-\frac{5Pl}{16}$
(5) 	$-\frac{Wl}{12}$	$+\frac{Wl}{24}$	$-\frac{Wl}{12}$
(6) 	$-\frac{Wl(1+2a-2a^2)}{12}$	$+\frac{Wl(1+2a+4a^2)}{24}$	$-\frac{Wl(1+2a-2a^2)}{12}$
(7) 	$-\frac{Wl(3a-2a^2)}{12}$	$+\frac{Wla^2}{6}$	$-\frac{Wl(3a-2a^2)}{12}$
(8) 	$-\frac{Wla(6-8a+3a^2)}{12}$		$-\frac{Wla^2(4-3a)}{12}$
(9) 	$-\frac{5Wl}{48}$	$+\frac{3Wl}{48}$	$-\frac{5Wl}{48}$
(10) 	$-\frac{Wl}{10}$		$-\frac{Wl}{15}$
W = Total load on beam			

Table -8 Camber (Deflection) and Rotation Coefficients for Prestress Force and Loads*

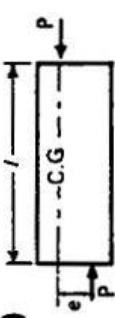
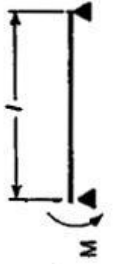
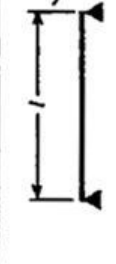
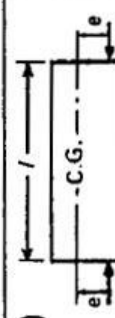
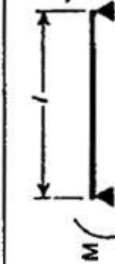
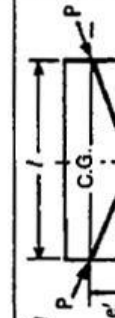
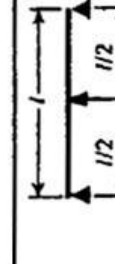
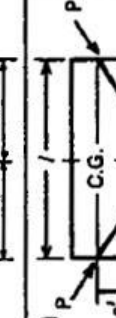
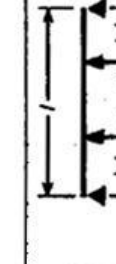
Prestress Pattern	Equiv- alent Moment or Load	Equivalent Loading	Camber	End Rotation	
					
(1) 	$M = Pe$		$+ \frac{Ml^2}{16 EI}$	$+ \frac{Ml}{3 EI}$	$- \frac{Ml}{6 EI}$
(2) 	$M = Pe$		$+ \frac{Ml^2}{16 EI}$	$+ \frac{Ml}{6 EI}$	$- \frac{Ml}{3 EI}$
(3) 	$M = Pe$		$+ \frac{Ml^2}{8 EI}$	$+ \frac{Ml}{2 EI}$	$- \frac{Ml}{2 EI}$
(4) 	$N = \frac{4 Pe'}{l}$		$+ \frac{Nl^3}{48 EI}$	$+ \frac{Nl^2}{16 EI}$	$- \frac{Nl^2}{16 EI}$
(5) 	$N = \frac{Pe'}{bl}$		$+ \frac{b (3 - 4b^2) Nl^3}{24 EI}$	$+ \frac{b (1 - b) Nl^2}{2 EI}$	$- \frac{b (1 - b) Nl^2}{2 EI}$

Table -9 Presumptive Bearing Capacity (tons/ft²)

Type of Soil	Bearing Capacity
Massive crystalline bedrock, such as granite, diorite, gneiss, and trap rock	100
Foliated rocks, such as schist or slate	40
Sedimentary rocks, such as hard shales, sandstones, limestones, and siltstones	15
Gravel and gravel-sand mixtures (GW and GP soils)	
Densely compacted	5
Medium compacted	4
Loose, not compacted	3
Sands and gravelly sands, well graded (SW soil)	
Densely compacted	3½
Medium compacted	3
Loose, not compacted	2½
Sands and gravelly sands, poorly graded (SP soil)	
Densely compacted	3
Medium compacted	2½
Loose, not compacted	1½
Silty gravels and gravel-sand-silt mixtures (GM soil)	
Densely compacted	2½
Medium compacted	2
Loose, not compacted	1½
Silty sand and silt-sand mixtures (SM soil)	2
Clayey gravels, gravel-sand-clay mixtures, clayey sands, sand-clay mixtures (GC and SC soils)	2
Inorganic silts, and fine sands; silty or clayey fine sands and clayey silts, with slight plasticity; inorganic clays of low to medium plasticity; gravelly clays; sandy clays; silty clays; lean clays (ML and CL soils)	1
Inorganic clays of high plasticity, fat clays; micaceous or diatomaceous fine sand or silty soils, elastic silts (CH and MH soils)	1

Table -10 Standard Wire Reinforcement

W&D Size		U.S. Customary			Area (in. ² /ft of width for various spacings)							
Smooth	Deformed	Nominal diameter (in.)	Nominal area (in. ²)	Nominal weight (lb/ft)	Center-to-center spacing (in.)							
					2	3	4	6	8	10	12	
W31	D31	0.628	0.310	1.054	1.86	1.24	0.93	0.62	0.465	0.372	0.31	
W30	D30	0.618	0.300	1.020	1.80	1.20	0.90	0.60	0.45	0.366	0.30	
W28	D28	0.597	0.280	0.952	1.68	1.12	0.84	0.56	0.42	0.336	0.28	
W26	D26	0.575	0.260	0.934	1.56	1.04	0.78	0.52	0.39	0.312	0.26	
W24	D24	0.553	0.240	0.816	1.44	0.96	0.72	0.48	0.36	0.288	0.24	
W22	D22	0.529	0.220	0.748	1.32	0.88	0.66	0.44	0.33	0.264	0.22	
W20	D20	0.504	0.200	0.680	1.20	0.80	0.60	0.40	0.30	0.24	0.20	
W18	D18	0.478	0.180	0.612	1.08	0.72	0.54	0.36	0.27	0.216	0.18	
W16	D16	0.451	0.160	0.544	0.96	0.64	0.48	0.32	0.24	0.192	0.16	
W14	D14	0.422	0.140	0.476	0.84	0.56	0.42	0.28	0.21	0.168	0.14	
W12	D12	0.390	0.120	0.408	0.72	0.48	0.36	0.24	0.18	0.144	0.12	
W11	D11	0.374	0.110	0.374	0.66	0.44	0.33	0.22	0.165	0.132	0.11	
W10.5		0.366	0.105	0.357	0.63	0.42	0.315	0.21	0.157	0.126	0.105	
W10	D10	0.356	0.100	0.340	0.60	0.40	0.30	0.20	0.15	0.12	0.10	
W9.5		0.348	0.095	0.323	0.57	0.38	0.285	0.19	0.142	0.114	0.095	
W9	D9	0.338	0.090	0.306	0.54	0.36	0.27	0.18	0.135	0.108	0.09	
W8.5		0.329	0.085	0.289	0.51	0.34	0.255	0.17	0.127	0.102	0.085	
W8	D8	0.319	0.080	0.272	0.48	0.32	0.24	0.16	0.12	0.096	0.08	
W7.5		0.309	0.075	0.255	0.45	0.30	0.225	0.15	0.112	0.09	0.075	
W7	D7	0.298	0.070	0.238	0.42	0.28	0.21	0.14	0.105	0.084	0.07	
W6.5		0.288	0.065	0.221	0.39	0.26	0.195	0.13	0.097	0.078	0.065	
W6	D6	0.276	0.060	0.204	0.36	0.24	0.18	0.12	0.09	0.072	0.06	
W5.5		0.264	0.055	0.187	0.33	0.22	0.165	0.11	0.082	0.066	0.055	
W5	D5	0.252	0.050	0.170	0.30	0.20	0.15	0.10	0.075	0.06	0.05	
W4.5		0.240	0.045	0.153	0.27	0.18	0.135	0.09	0.067	0.054	0.045	
W4	D4	0.225	0.040	0.136	0.24	0.16	0.12	0.08	0.06	0.048	0.04	
W3.5		0.211	0.035	0.119	0.21	0.14	0.105	0.07	0.052	0.042	0.035	
W3		0.195	0.030	0.102	0.18	0.12	0.09	0.06	0.045	0.036	0.03	
W2.9		0.192	0.029	0.098	0.174	0.116	0.087	0.058	0.043	0.035	0.029	
W2.5		0.178	0.025	0.085	0.15	0.10	0.075	0.05	0.037	0.03	0.025	
W2		0.159	0.020	0.068	0.12	0.08	0.06	0.04	0.03	0.024	0.02	
W1.4		0.135	0.014	0.049	0.084	0.056	0.042	0.028	0.021	0.017	0.011	

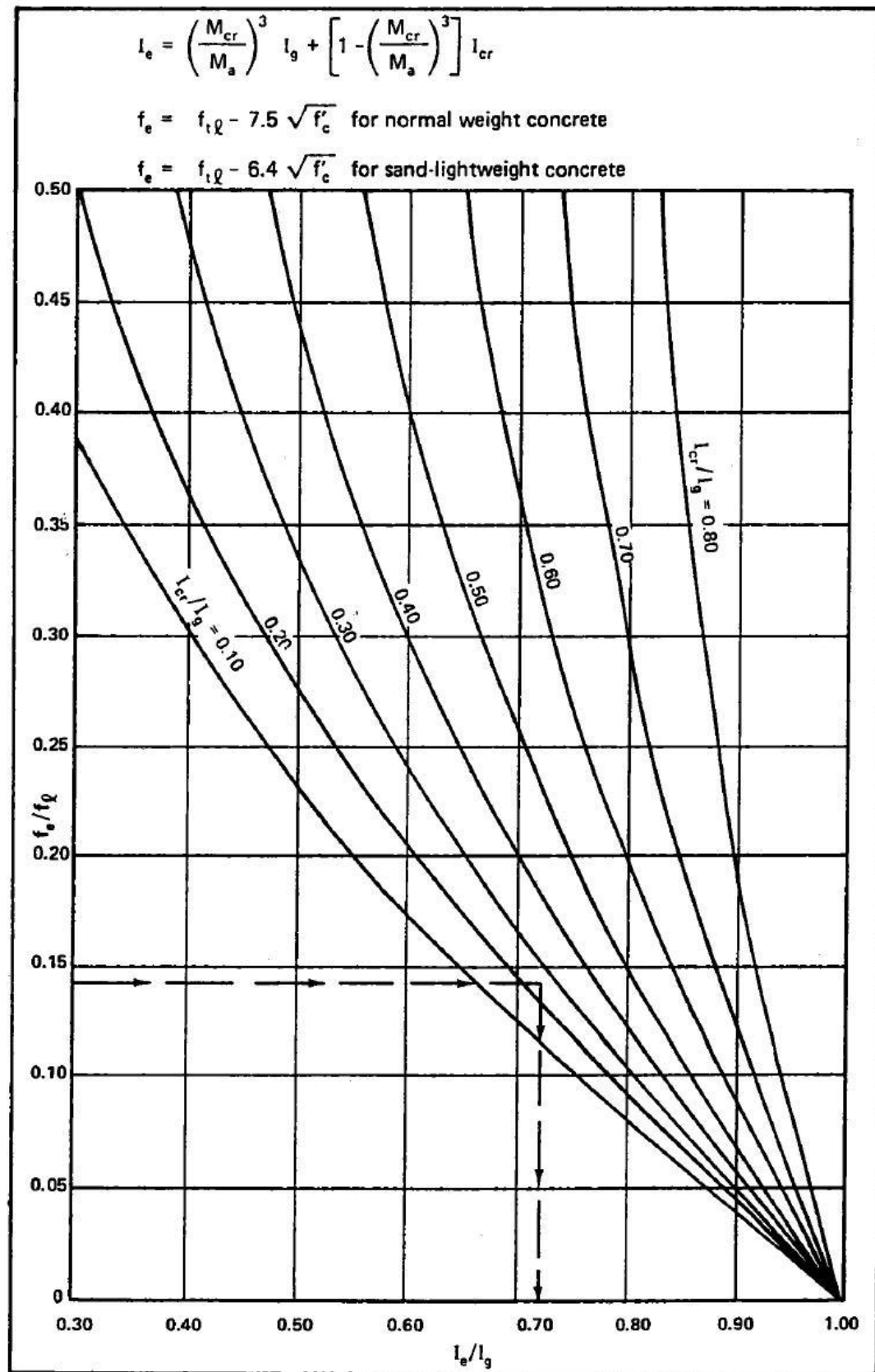


Figure -1 Effective moment of inertia

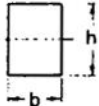
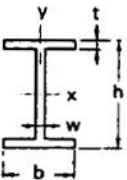
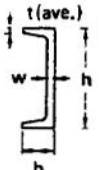
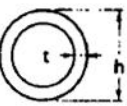
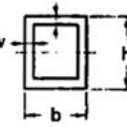
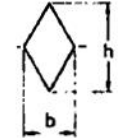
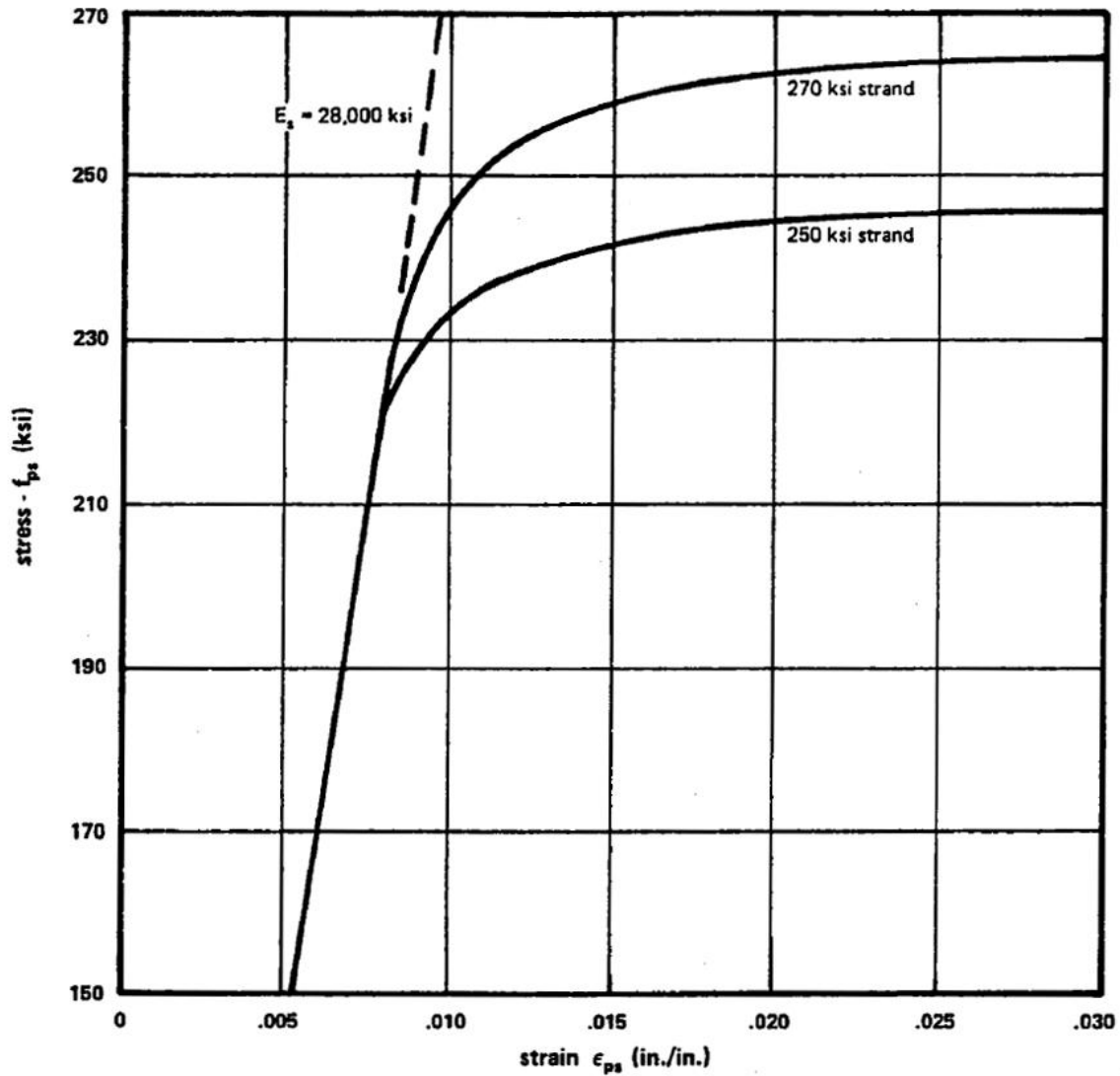
Section	Geometric section modulus, Z_s , in. ³	Shape factor
	$\frac{bh^2}{4}$	1.5
	x-x axis: $bt(h-t) + \frac{w}{4}(h-2t)^2$	1.12 (approx)
	y-y axis: $\frac{b^2t}{2} + \frac{(h-2t)w^2}{4}$	1.55 (approx)
	$bt(h-t) + \frac{w(h-2t)^2}{4}$	1.12 (approx)
	$\frac{h^3}{6}$	1.70
	$\frac{h^3}{6} \left[1 - \left(1 - \frac{2t}{h} \right)^3 \right]$ th^2 for $t \ll h$	$\frac{16}{3\pi} \left[\frac{1 - \left(1 - \frac{2t}{h} \right)^3}{1 - \left(1 - \frac{2t}{h} \right)^4} \right]$ 1.27 for $t \ll h$
	$\frac{bh^2}{4} \left[1 - \left(1 - \frac{2w}{b} \right) \left(1 - \frac{2t}{h} \right)^2 \right]$	1.12 (approx) for thin walls
	$\frac{bh^2}{12}$	2

Figure -2 Geometric section moduli and shape factors



These curves can be approximated by the following equations:

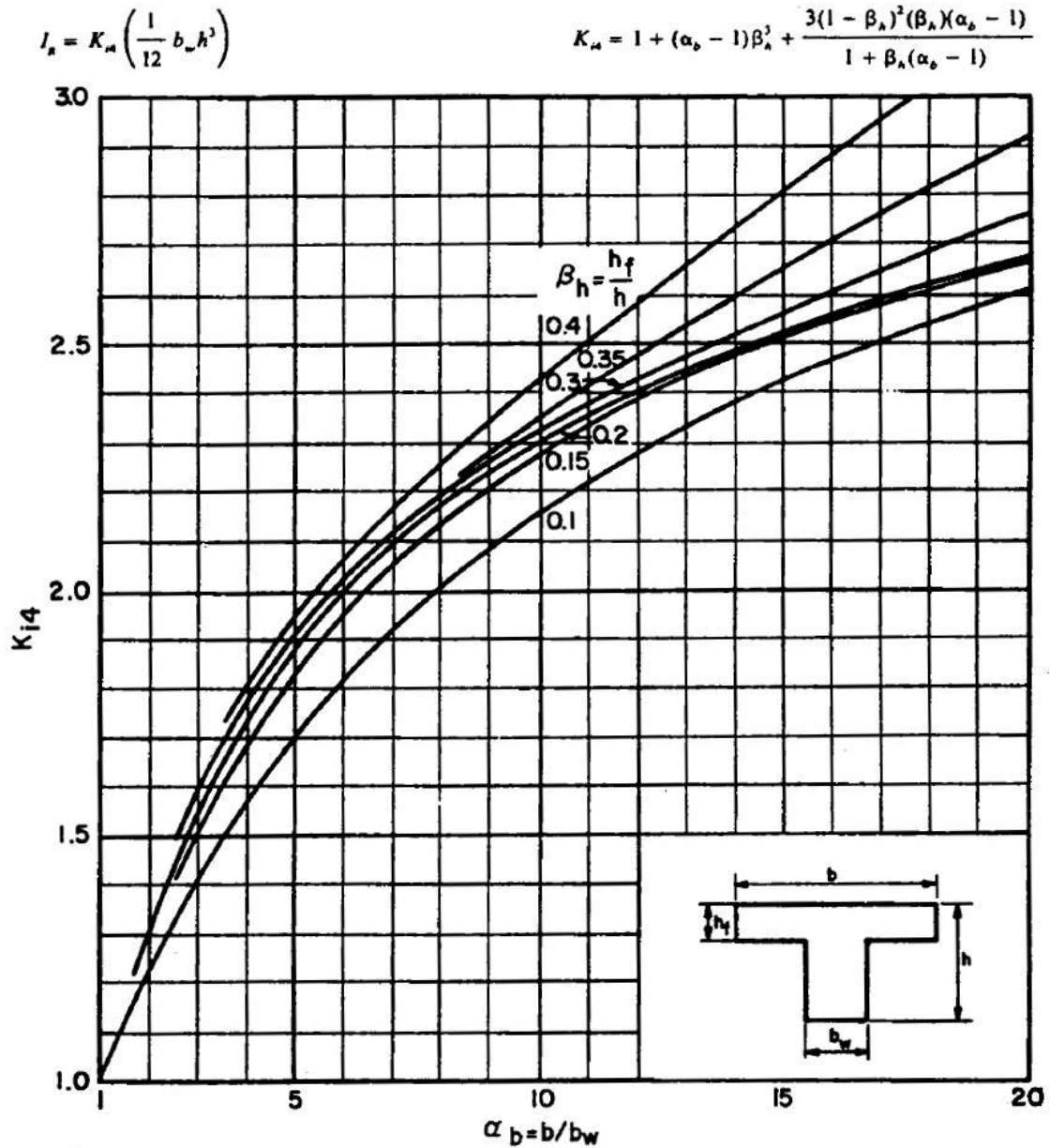
$$\epsilon_{ps} \leq 0.008: f_{ps} = 28,000 \epsilon_{ps} \text{ (ksi)}$$

$$\epsilon_{ps} > 0.008:$$

$$250 \text{ ksi strand: } f_{ps} = 248 - \frac{0.058}{\epsilon_{ps} - 0.006} < 0.98 f_{pu} \text{ (ksi)}$$

$$270 \text{ ksi strand: } f_{ps} = 268 - \frac{0.075}{\epsilon_{ps} - 0.0065} < 0.98 f_{pu} \text{ (ksi)}$$

Figure -3 Typical stress-strain curve, 7-wire stress-relieved and low-relaxation prestressing strand



Example: For the T-beam shown, find the moment of inertia I_x :

$$\alpha_b = b/b_w = 143/15 = 9.53$$

$$\beta_h = h_f/h = 8/36 = 0.22$$

Interpolating between the curves for $\beta_h = 0.2$ and 0.3 , read $K_{\alpha} = 2.28$

$$I_x = K_{\alpha} \frac{b_w h^3}{12} = 2.28 \frac{15(36)^3}{12} = 133,000 \text{ in.}^4$$

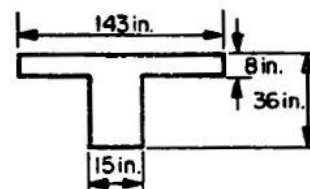


Figure -4 Gross moment of inertia of T sections

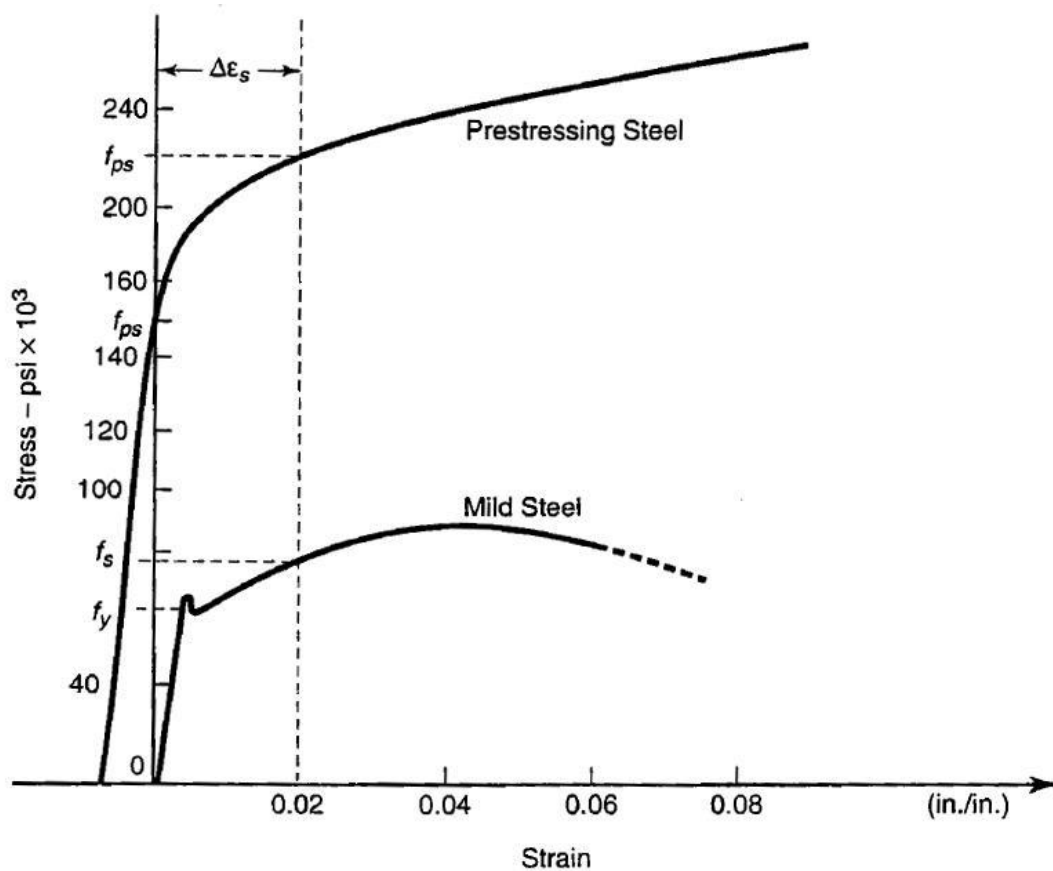
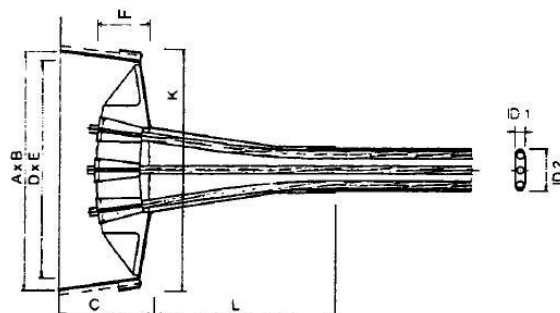


Figure -5 Stress-strain diagram for prestressing steel strands in comparison with mild steel bar reinforcement



Flat Anchorage FA

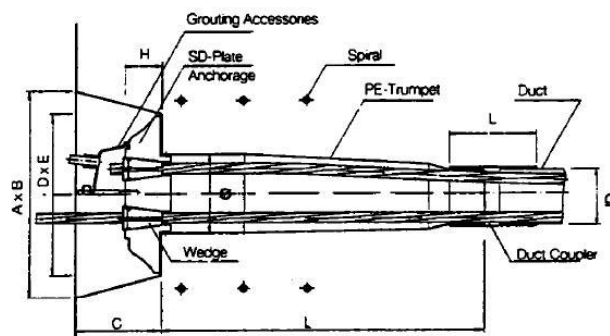


Plate Anchorage SD

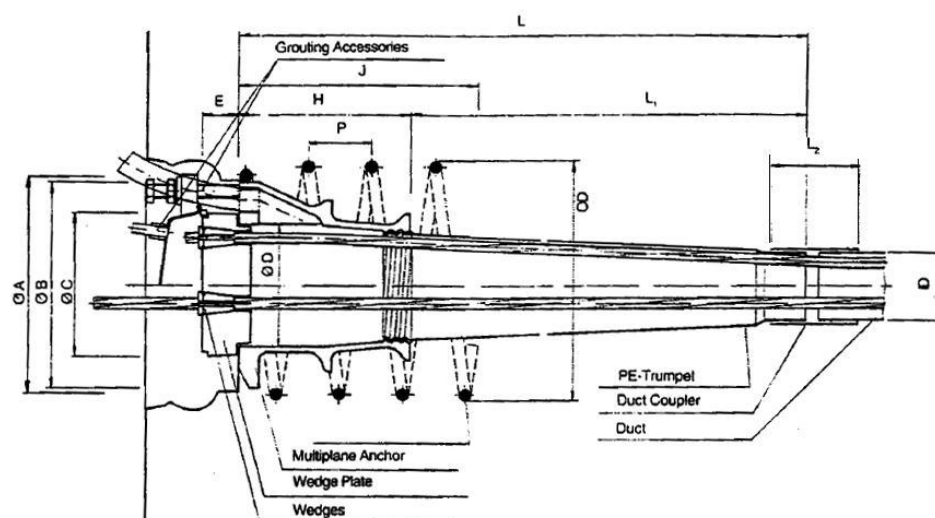
Flat Anchorage FA

Combination Plate Anchorage SD

Tendon Size			3-0.6" or 4-0.5"	4-0.6" or 5-0.5"	Tendon Size			3-0.6" or 4-0.5"	4-0.6" or 5-0.5"	4-0.6"	5-0.6" or 7-0.5"	6-0.6" or 8-0.5"	7-0.6" or 9-0.5"
Flat Anchor	D		10 \ 255	13 \ 330	Comb. Plate	D	4-15/16 \ 125	5-5/16 \ 135	5 \ 127	5-7/8 \ 150	6-1/2 \ 165	6-11/16 \ 170	
	E		4 \ 100	4 \ 100		E	5-1/2 \ 140	6-5/16 \ 160	9 \ 229	7-1/16 \ 180	8-1/16 \ 205	8-1/2 \ 215	
	F		2-1/4 \ 57	2-1/4 \ 57		H	1-5/8 \ 41	1-5/8 \ 41	2 \ 51	1-9/16 \ 40	1-3/4 \ 44	1-3/4 \ 44	
Transition	K		12-1/4 \ 310	--	Transition	Ø	2-9/16 \ 65	2-15/16 \ 75	2-13/16 \ 72	3-3/8 \ 85	3-3/4 \ 95	3-3/4 \ 95	
	L		4-1/2 \ 115	8-5/8 \ 220		L	11-3/8 \ 290	10-7/16 \ 265	11 \ 280	14 \ 355	15-15/16 \ 405	15-15/16 \ 405	
Pocket Former	A		10-3/4 \ 275	13-3/4 \ 350	Pocket Former	A	6-1/2 \ 165	6-1/2 \ 165	7-1/16 \ 179	7-1/16 \ 180	7-7/8 \ 200	7-7/8 \ 200	
	B		4-1/2 \ 115	4-7/8 \ 124		B	7-5/16 \ 185	7-5/16 \ 185	9-7/8 \ 251	8-1/4 \ 210	9-7/16 \ 240	9-7/16 \ 240	
	C		5-1/2 \ 140	5-7/8 \ 148		C	3-15/16 \ 100	3-15/16 \ 100	5-1/8 \ 130	3-15/16 \ 100	4-5/16 \ 110	4-5/16 \ 110	
Duct	ID1		1 \ 25	1 \ 25	Duct	ID	1-9/16 \ 40	1-13/16 \ 46	2 \ 51	2-1/16 \ 52	2-7/16 \ 62	2-7/16 \ 62	
	ID2		3 \ 75	3 \ 75		L2	8 \ 200	8 \ 200	4 \ 100	8 \ 200	8 \ 200	8 \ 200	

All dimensions are nominal and are expressed in inch \ mm. Technical data subject to change.

Figure -6 Dywidag flat anchorage for prestressing strands (Courtesy Dywidag Systems International).

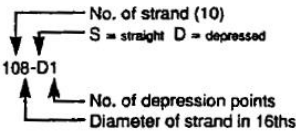


Anchorage Size	5-0.6" or 7-0.5"	7-0.6" or 9-0.5"	9-0.6" or 12-0.5"	12-0.6" or 15-0.5"	15-0.6" or 20-0.5"	19-0.6" or 27-0.5"	27-0.6" or 37-0.5"	37-0.6" or 59-0.5"
Min. Block-out Dia. A	7 \ 179	8 \ 203	9 \ 229	10 \ 254	11 \ 279	12 \ 305	13-1/2 \ 343	16 \ 407
Transition Length	12-3/8 \ 314	13-7/16 \ 341	15-3/4 \ 400	20 \ 508	22-5/8 \ 575	25-3/16 \ 640	27-5/8 \ 702	35 \ 890
Anchor Dia. B	5-15/16 \ 150	6-11/16 \ 170	7-1/2 \ 190	8-5/8 \ 220	9-7/8 \ 250	11 \ 280	12-3/8 \ 315	14-1/8 \ 360
D	3-9/16 \ 90	3-7/8 \ 98	4-7/16 \ 113	5-1/16 \ 128	5-13/16 \ 148	6-3/8 \ 162	7-1/2 \ 190	8-1/2 \ 220
H	3-9/16 \ 90	3-15/16 \ 100	4-15/16 \ 125	7-1/16 \ 180	7-7/8 \ 200	8-5/8 \ 220	9-7/16 \ 240	12-1/2 \ 320
Wedge Plate C	5-1/8 \ 130	5-1/8 \ 130	5-1/2 \ 140	6-5/16 \ 160	7-1/16 \ 180	7-7/8 \ 200	9-7/16 \ 240	10-2/3 \ 270
E	2 \ 50	1-9/16 \ 40	1-11/16 \ 43	1-11/16 \ 43	2 \ 50	2-3/16 \ 55	2-15/16 \ 75	3-1/2 \ 90
Trumpet L1	8-7/8 \ 225	9-1/2 \ 241	10-13/16 \ 275	12-7/8 \ 327	14-3/4 \ 375	16-1/2 \ 419	18-1/8 \ 460	22-1/2 \ 600
Rebar Spiral * Size	# 4 \ 15M	# 4 \ 15M	# 4 \ 15M	# 5 \ 15M	# 5 \ 15M	# 5 \ 15M	# 6 \ 20M	# 7 \ 22M
Grade 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa	60 KSI \ 400 MPa
Pitch	1-7/8 \ 50	1-7/8 \ 50	1-7/8 \ 50	2-1/4 \ 55	1-7/8 \ 50	1-7/8 \ 50	2-1/4 \ 55	2-3/8 \ 60
J	10 \ 255	10-1/2 \ 265	10-5/8 \ 270	14 \ 355	14-3/4 \ 365	15 \ 380	16-5/8 \ 420	18 \ 460
OD	7-3/4 \ 190	9 \ 230	9-1/2 \ 240	11-1/4 \ 285	12-1/2 \ 315	14-1/2 \ 365	17 \ 430	22 \ 560
Duct ID	2 \ 50	2-3/8 \ 60	3 \ 75	3-3/8 \ 85	3-3/4 \ 95	4 \ 100	4-1/2 \ 115	5-1/8 \ 130
Duct Coupler L2	8 \ 200	8 \ 200	8 \ 200	8 \ 200	8 \ 200	8 \ 200	8 \ 200	12 \ 300
Grout Requirements gal/ft \ l/m	0.12 \ 1.5	0.17 \ 2.1	0.28 \ 3.46	0.35 \ 4.39	0.44 \ 5.48	0.47 \ 5.30	0.58 \ 7.25	0.72 \ 8.90

Spiral required in "local anchor" zone.
 All dimensions are nominal and are expressed in inch \ mm. Technical data subject to change.

Figure -7 Dywidag multiple anchorage for prestressing strands (Courtesy Dywidag Systems International)

Strand Pattern Designation



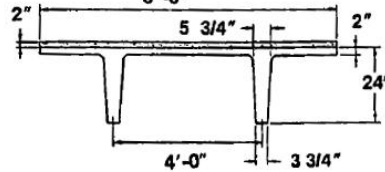
Safe loads shown include dead load of 10 psf for untopped members and 15 psf for topped members. Remainder is live load. Long-time cambers include superimposed dead load but do not include live load.

Key

- 173 — Safe superimposed service load, psf
- 0.5 — Estimated camber at erection, in.
- 0.7 — Estimated long-time camber, in.

DOUBLE TEE

8'-0" x 24"
Normal Weight Concrete



$f'_c = 5,000$ psi
 $f_{pu} = 270,000$ psi

Section Properties

Untopped Topped

A	= 401 in. ²	—
I	= 20,985 in. ⁴	27,720 in. ⁴
y _b	= 17.15 in.	19.27 in.
y _t	= 8.85 in.	6.73 in.
Z _b	= 1,224 in. ³	1,438 in. ³
Z _t	= 3,063 in. ³	4,119 in. ³
wt	= 418 plf	618 plf
V/S	= 52 psf	77 psf
	= 1.41 in.	

8DT24

Table of safe superimposed service load (psf) and cambers

No Topping

Strand Pattern	e _s e _c	Span, ft.																			
		30	32	34	36	38	40	42	44	46	48	50	52	54	56	58	60	62	64	66	68
68-S	11.15	173	147	126	108	92	79	68	58	50	43	36	30								
	11.15	0.5	0.6	0.6	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.6	0.6	0.5								
88-S	9.15	180	155	134	116	100	87	76	66	57	49	43	36	31							
	9.15	0.7	0.7	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.7	0.6	0.5	0.5							
88-D1	9.15																				
	14.40																				
108-D1	7.15																				
	14.15																				
128-D1	5.48																				
	13.90																				
148-D1	4.29																				
	13.65																				

8DT24 + 2

Table of safe superimposed service load (psf) and cambers

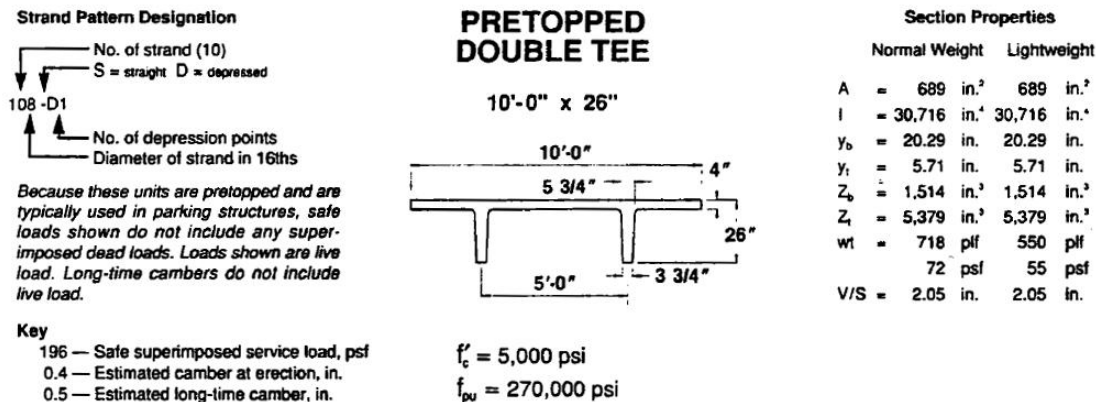
2" Normal Weight Topping

Strand Pattern	e _s e _c	Span, ft.															
		26	28	30	32	34	36	38	40	42	44	46	48	50	52	54	56
48-S	14.15	183	149	122	100	82	66	53	42	33							
	14.15	0.4	0.4	0.4	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5							
68-S	11.15																
	11.15																
68-D1	11.15																
	14.65																
88-D1	9.15																
	14.40																
108-D1	7.15																
	14.15																
128-D1	5.48																
	13.90																

Strength based on strain compatibility; bottom tension limited to $12\sqrt{f'_c}$;

Shaded values require release strengths higher than 3500 psi.

Figure -8 8'-0" x 24" Double Tee (Courtesy PCI, Ref. 4.9)



10DT26

Table of safe superimposed service load (psf) and cambers

No Topping

Strand Pattern	e _s e _c	Span, ft.															
		26	28	30	32	34	36	38	40	42	44	46	48	50	52	54	56
68-S	14.29	196	161	133	109	90	74	60	49	39	30						
	14.29	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.5	0.5	0.4	0.4	0.4						
88-S	12.29			169	142	119	100	83	69	57	47	38	30				
	12.29			0.5	0.5	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6				
88-D1	12.29			200	170	146	125	107	91	78	66	56	47	39	32		
	17.54			0.7	0.8	0.9	0.9	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.9	0.9	0.8		
108-D1	10.29					189	163	142	123	107	93	80	69	60	51	43	36
	17.29					1.1	1.1	1.2	1.3	1.3	1.4	1.4	1.4	1.3	1.3	1.2	1.1
128-D1	8.62									134	118	103	90	79	69	60	52
	17.04									1.6	1.6	1.7	1.7	1.7	1.7	1.6	1.5
148-D1	7.43														98	87	76
	16.79														2.0	2.1	2.1

10LDT26

Table of safe superimposed service load (psf) and cambers

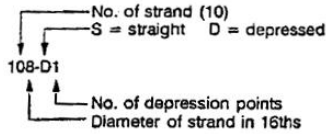
No Topping

Strand Pattern	e _s e _c	Span, ft.															
		28	30	32	34	36	38	40	42	44	46	48	50	52	54	56	58
68-S	14.29	175	146	123	104	88	74	63	53	44	36	30					
	14.29	0.6	0.7	0.7	0.8	0.8	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.8					
88-S	12.29			183	156	133	113	97	83	71	61	52	44	37	31		
	12.29			0.8	0.9	1.0	1.0	1.1	1.1	1.2	1.2	1.2	1.1	1.1	1.0		
88-D1	12.29					184	159	138	120	105	92	80	70	61	53	46	39
	17.54					1.3	1.4	1.5	1.7	1.7	1.8	1.9	1.9	1.9	1.9	1.8	1.7
108-D1	10.29									177	155	137	121	106	94	83	73
	17.29									1.8	2.0	2.1	2.2	2.3	2.5	2.6	2.6
128-D1	8.62														104	93	83
	17.04														3.0	3.1	3.2
148-D1	7.43																
	16.79																

Strength based on strain compatibility; bottom tension limited to $12\sqrt{f'_c}$;
Shaded values require release strengths higher than 3500 psi.

Figure -9 10'-0" x 26" Double Tee (Courtesy PCI. Ref. 4.9)

Strand Pattern Designation

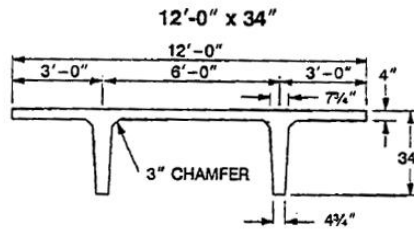


Because these units are pretopped and are typically used in parking structures, safe loads shown do not include any superimposed dead loads. Loads shown are live load. Long-time cambers do not include live load.

Key

176—Safe superimposed service load, psf
0.8—Estimated camber at erection, in.
1.1—Estimated long-time camber, in.

PRETOPPED DOUBLE TEE



$f'_c = 5,000$ psi
 $f_{pu} = 270,000$ psi

Section Properties

	Normal Weight	Lightweight
A	= 978 in ²	978 in ²
I	= 86,072 in ⁴	86,072 in ⁴
y _b	= 25.77 in.	25.77 in.
y _t	= 8.23 in.	8.23 in.
S _b	= 3,340 in ³	3,340 in ³
S _t	= 10,458 in ³	10,458 in ³
wt	= 1,019 plf	781 plf
V/S	= 85 psf	65 psf
	= 2.39 in.	2.39 in.

12DT34

Table of safe superimposed service load (psf) and cambers (in.)

No Topping

Strand Pattern	e _s , in. e _c , in.	Span, ft																							
		42	44	46	48	50	52	54	56	58	60	62	64	66	68	70	72	74	76	78	80	82	84	86	
128-D1	14.10	176	155	135	119	104	91	79	69	59	51	43	36	30											
	22.52	0.8	0.8	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.8	0.7	0.7	0.6	0.5												
148-D1	12.91	187	165	146	129	114	101	89	78	68	60	52	44	38	32	26									
	22.27	1.0	1.0	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.0	1.0	0.9	0.7	0.6	0.4										
168-D1	12.77		196	174	155	138	123	110	97	86	76	67	59	52	45	39	33	28							
	22.02		1.2	1.3	1.3	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.3	1.2	1.1	1.0	0.8	0.6								
188-D1	11.38			178	160	143	128	115	102	91	82	73	64	57	50	43	38	32	27						
	21.77			1.5	1.5	1.6	1.6	1.7	1.7	1.7	1.7	1.6	1.5	1.4	1.2	1.1	0.9	0.6							
208-D1	10.27				131	118	106	95	85	76	68	61	54	47	41	36	31	26							
	21.52				1.8	1.9	1.9	1.9	1.9	1.9	1.9	1.8	1.7	1.6	1.5	1.3	1.1	0.9	0.6						
228-D1	9.36							2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.4	2.3	2.2	2.1	1.9	1.7	1.4	1.1	0.7				
	21.27							2.8	2.8	2.8	2.7	2.6	2.5	2.4	2.3	2.2	2.0	1.7	1.4	1.0	0.6				

12LDT34

Table of safe superimposed service load (psf) and cambers (in.)

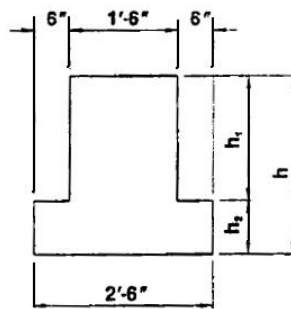
No Topping

Strand Pattern	e _s , in. e _c , in.	Span, ft																							
		42	44	46	48	50	52	54	56	58	60	62	64	66	68	70	72	74	76	78	80	82	84	86	
128-D1	14.10	193	171	152	135	120	107	95	85	76	67	59	52	46	40	35	30	26							
	22.52	1.3	1.4	1.5	1.5	1.6	1.6	1.7	1.7	1.7	1.7	1.6	1.5	1.4	1.2	1.0									
148-D1	12.91			182	162	146	130	117	105	94	85	76	68	61	54	48	42	37	33	28					
	22.27			1.7	1.8	1.9	2.0	2.0	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.0	1.9	1.8	1.6	1.4						
168-D1	12.77				191	172	155	139	126	114	103	93	84	76	68	61	55	49	44	39	34	30	26		
	22.02				2.1	2.2	2.3	2.4	2.5	2.6	2.7	2.7	2.7	2.7	2.7	2.6	2.5	2.4	2.3	2.1	1.9	1.6			
188-D1	11.38								144	131	119	108	98	89	81	73	66	60	54	48	43	39	34	30	
	21.77								2.7	2.8	2.9	3.0	3.1	3.2	3.2	3.2	3.2	3.1	3.0	2.9	2.8	2.5	2.4	2.1	
208-D1	10.27																								
	21.52																								
228-D1	9.36																								
	21.27																								

Strength based on strain compatibility; bottom tension limited to 12√f_c; see pages 2-2-2-6 for explanation.
Shaded values require release strengths higher than 3500 psi.

Figure -10 Pretopped 12'-0" x 34" Double Tee (Courtesy PCI, Ref. 4.9)

INVERTED TEE BEAMS



$f'_c = 5,000$ psi

$f_{pu} = 270,000$ psi

$\frac{1}{2}$ in. diameter
low-relaxation strand

Normal Weight Concrete

Section Properties								
Designation	h (in.)	h_1/h_2 (in.)	A (in. ²)	I (in. ⁴)	y_c (in.)	Z_x (in. ³)	Z_1 (in. ³)	wt (plf)
30IT20	20	12/8	456	15,240	8.74	1,744	1,354	475
30IT24	24	12/12	576	26,352	10.50	2,510	1,952	600
30IT28	28	16/12	648	41,824	12.22	3,423	2,650	675
30IT32	32	20/12	720	62,400	14.00	4,457	3,467	750
30IT36	36	24/12	792	88,678	15.82	5,605	4,394	825
30IT40	40	24/16	912	121,923	17.47	6,979	5,412	950
30IT44	44	28/16	984	162,161	19.27	8,415	6,557	1,025
30IT48	48	32/16	1,056	210,199	21.09	9,967	7,811	1,100
30IT52	52	36/16	1,128	266,627	22.94	11,623	9,175	1,175
30IT56	56	40/16	1,200	332,032	24.80	13,386	10,642	1,250
30IT60	60	44/16	1,272	406,997	26.68	15,255	12,215	1,325

1. Check local area for availability of other sizes.

2. Safe loads shown include 50% dead load and 50% live load. 800 psi top tension has been allowed, therefore additional top reinforcement is required.

3. Safe loads can be significantly increased by use of structural composite topping.

Key

- 8,428 — Safe superimposed service load, plf
- 0.4 — Estimated camber at erection, in.
- 0.2 — Estimated long-time camber, in.

Table of safe superimposed service load (plf) and cambers

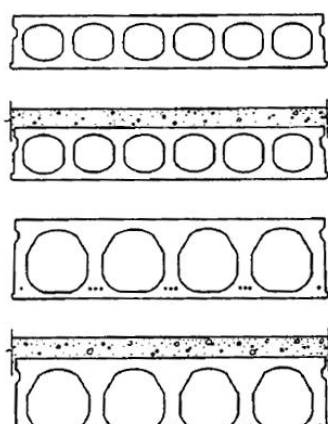
Designation	No. Strand	e	Span, ft.																
			18	20	22	24	26	28	30	32	34	36	38	40	42	44	46	48	50
30IT20	14	6.65	8,428 0.4 0.2	6,736 0.5 0.2	5,485 0.6 0.2	4,533 0.7 0.3	3,792 0.9 0.3	3,204 1.0 0.3	2,730 1.1 0.3	2,342 1.2 0.3	2,020 1.3 0.3	1,751 1.4 0.3	1,523 1.4 0.3	1,332 1.5 0.3	1,167 1.6 0.3	1,024 1.6 0.2			
30IT24	17	7.67		9,736 0.4 0.2	7,942 0.5 0.2	6,578 0.6 0.2	5,516 0.7 0.2	4,673 0.8 0.3	3,994 0.9 0.3	3,437 1.0 0.3	2,976 1.1 0.3	2,592 1.2 0.3	2,269 1.3 0.3	1,993 1.4 0.3	1,755 1.4 0.2	1,550 1.4 0.2	1,370 1.5 0.2	1,212 1.5 0.1	1,073 1.5 0.0
30IT28	20	9.06				9,087 0.6 0.2	7,643 0.6 0.2	6,497 0.7 0.3	5,573 0.8 0.3	4,816 0.9 0.3	4,189 1.0 0.3	3,664 1.1 0.3	3,219 1.2 0.3	2,839 1.3 0.3	2,513 1.4 0.3	2,234 1.4 0.3	1,990 1.5 0.3	1,776 1.5 0.3	1,588 1.5 0.2
30IT32	23	10.50						8,647 0.7 0.2	7,436 0.8 0.3	6,445 0.9 0.3	5,623 1.0 0.3	4,935 1.1 0.4	4,352 1.2 0.4	3,855 1.3 0.4	3,426 1.4 0.4	3,055 1.4 0.4	2,732 1.5 0.4	2,448 1.5 0.3	2,201 1.5 0.3
30IT36	24	12.32							9,492 0.7 0.2	8,243 0.8 0.3	7,207 0.9 0.3	6,340 1.0 0.3	5,605 1.1 0.3	4,978 1.2 0.3	4,439 1.3 0.3	3,971 1.4 0.3	3,563 1.4 0.3	3,205 1.5 0.3	2,892 1.4 0.3
30IT40	30	12.92								9,077 0.8 0.3	7,994 0.9 0.3	7,077 1.0 0.3	6,295 1.1 0.4	5,621 1.2 0.4	5,037 1.3 0.4	4,528 1.4 0.4	4,081 1.4 0.4	3,687 1.4 0.4	
30IT44	30	14.73									9,659 0.7 0.3	8,564 0.8 0.3	7,629 0.9 0.3	6,825 1.0 0.3	6,127 1.1 0.3	5,519 1.1 0.3	4,985 1.2 0.3	4,514 1.2 0.3	
30IT48	33	16.17											9,222 0.8 0.3	8,262 0.9 0.3	7,431 1.0 0.3	6,705 1.1 0.3	6,068 1.1 0.3	5,506 1.1 0.3	
30IT52	36	17.62												9,836 0.9 0.3	8,858 1.0 0.3	8,004 1.1 0.3	7,255 1.1 0.3	6,594 1.1 0.4	
30IT56	39	19.06														9,407 1.0 0.3	8,538 1.0 0.4	7,770 1.1 0.4	
30IT60	42	20.49																9,917 1.0 0.3	9,036 1.0 0.4

Figure - 11 Inverted Tee Beam Sections (Courtesy PCI, Ref. 4.9)

HOLLOW-CORE SLABS

Section Properties — normal weight concrete

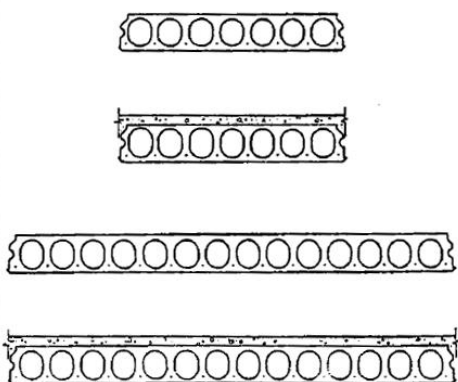
Dy-Core

Trade name: Dy-Core® Licensing Organization: Dy-Core Systems, Inc., Vancouver, British Columbia							
							
Section	Untopped				With 2" topping		
width x depth	A in. ²	y _b in.	I in. ⁴	wt psf	y _b in.	I in. ⁴	wt psf
4'-0" x 6"	151	3.11	683	40	4.54	1,552	65
4'-0" x 8"	190	3.95	1,568	51	5.54	3,130	76
4'-0" x 10"	216	5.10	2,892	58	6.80	5,097	83
4'-0" x 12"	262	6.34	4,875	71	8.01	7,823	96
4'-0" x 15"	289	7.34	8,701	78	9.36	13,776	103

Note: All sections not available from all producers. Check availability with local manufacturers.

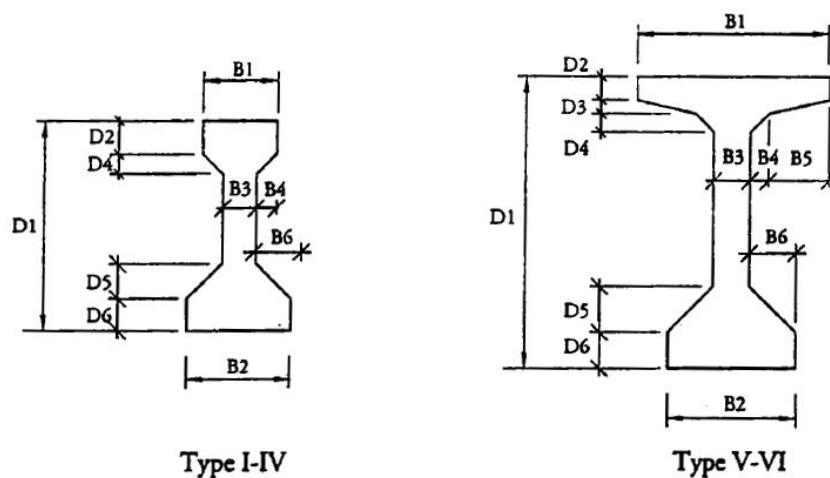
Section Properties — normal weight concrete

Dynaspan

Trade name: Dynaspan® Equipment Manufacturers: Dynamold Corporation, Salina, Kansas							
							
Section	Untopped				With 2" topping		
width x depth	A in. ²	y _b in.	I in. ⁴	wt psf	y _b in.	I in. ⁴	wt psf
4'-0" x 4"	133	2.00	235	35	3.08	689	60
4'-0" x 6"	165	3.02	706	43	4.25	1,543	68
4'-0" x 8"	233	3.93	1,731	61	5.16	3,205	86
4'-0" x 10"	260	4.91	3,145	68	6.26	5,314	93
8'-0" x 6"	338	3.05	1,445	44	4.26	3,106	69
8'-0" x 8"	470	3.96	3,525	61	5.17	6,444	86
8'-0" x 10"	532	4.96	6,422	69	6.28	10,712	94
8'-0" x 12"	615	5.95	10,505	80	7.32	16,507	105

Note: All sections not available from all producers. Check availability with local manufacturers.

Figure -12 Hollow Core Slab Sections (Courtesy PCI, Ref. 4.9)

AASHTO I-Beams**Dimensions (inches)**

Type	D1	D2	D3	D4	D5	D6	B1	B2	B3	B4	B5	B6
I	28.0	4.0	0.0	3.0	5.0	5.0	12.0	16.0	6.0	3.0	0.0	5.0
II	36.0	6.0	0.0	3.0	6.0	6.0	12.0	18.0	6.0	3.0	0.0	6.0
III	45.0	7.0	0.0	4.5	7.5	7.0	16.0	22.0	7.0	4.5	0.0	7.5
IV	54.0	8.0	0.0	6.0	9.0	8.0	20.0	26.0	8.0	6.0	0.0	9.0
V	63.0	5.0	3.0	4.0	10.0	8.0	42.0	28.0	8.0	4.0	13.0	10.0
VI	72.0	5.0	3.0	4.0	10.0	8.0	42.0	28.0	8.0	4.0	13.0	10.0

Properties

Type	Area in. ²	y _{bottom} in.	Inertia in. ⁴	Weight kip/ft	Maximum Span,* ft
I	276	12.59	22,750	0.287	48
II	369	15.83	50,980	0.384	70
III	560	20.27	125,390	0.583	100
IV	789	24.73	260,730	0.822	120
V	1,013	31.96	521,180	1.055	145
VI	1,085	36.38	733,320	1.130	167

*Based on simple span, HS-25 loading and $f'_c = 7,000$ psi.

Figure -13 (a) AASHTO/PCI Standard Bridge Sections (Courtesy PCI, Ref. 12.11)

AASHTO I-Beams

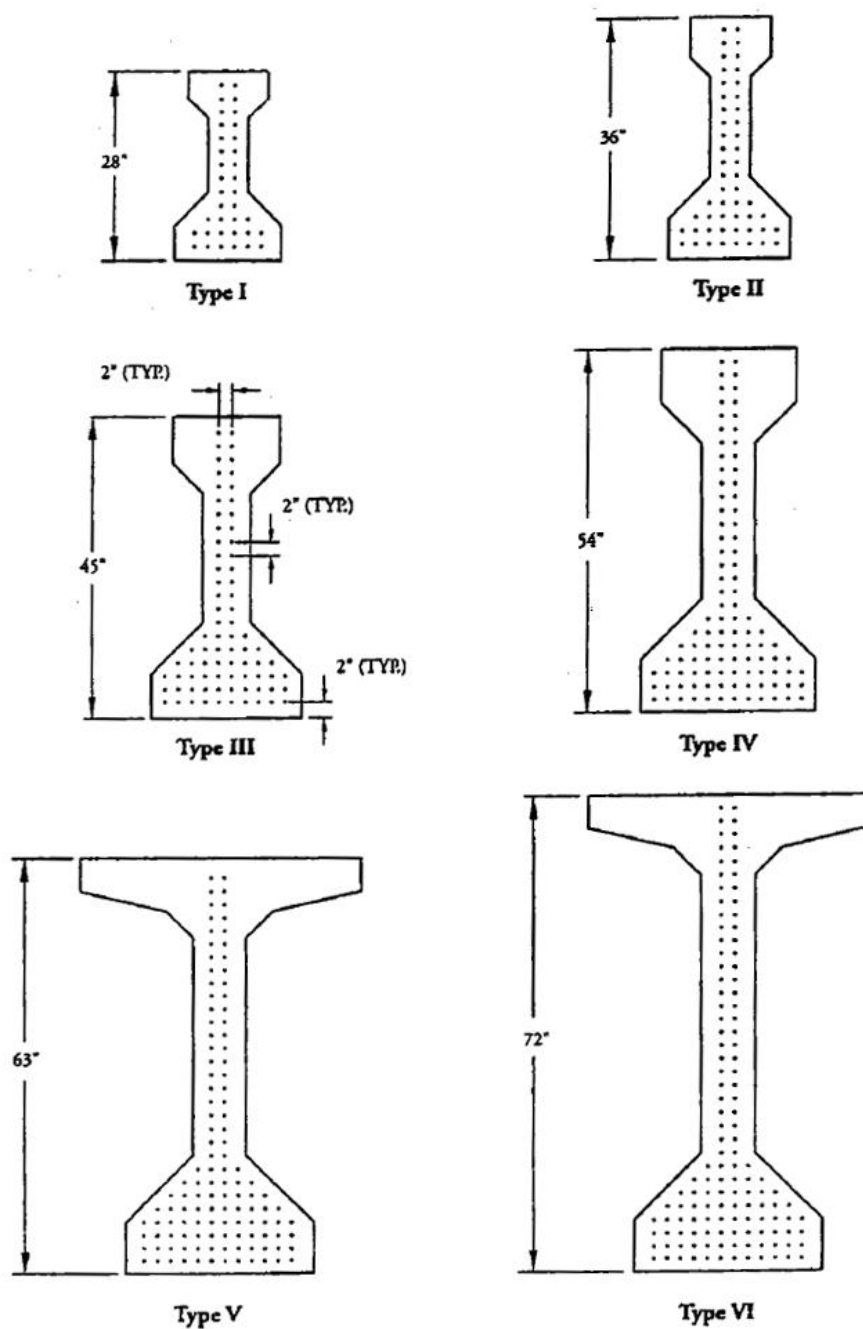
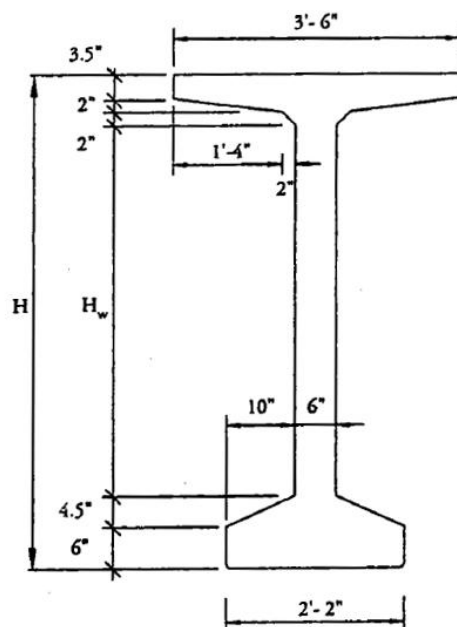


Figure –13(b) Possible Strand Arrangement for Sections in Figure C-6 (a)

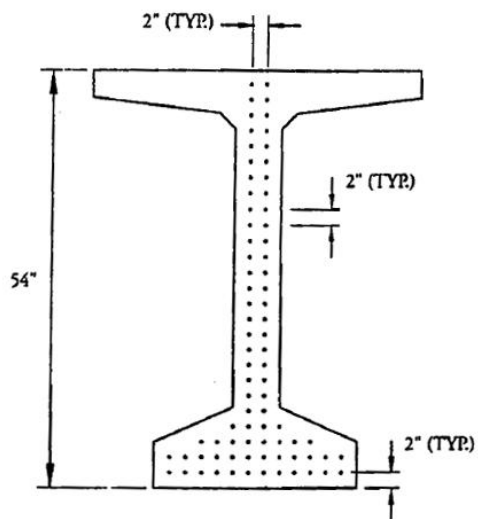
AASHTO-PCI Bulb-Tees**Properties**

Type	H in.	H _w in.	Area in. ²	Inertia in. ⁴	y _{bottom} in.	Weight kip/ft	Maximum Span,* ft
BT-54	54	36	659	268,077	27.63	0.686	114
BT-63	63	45	713	392,638	32.12	0.743	130
BT-72	72	54	767	545,894	36.60	0.799	146

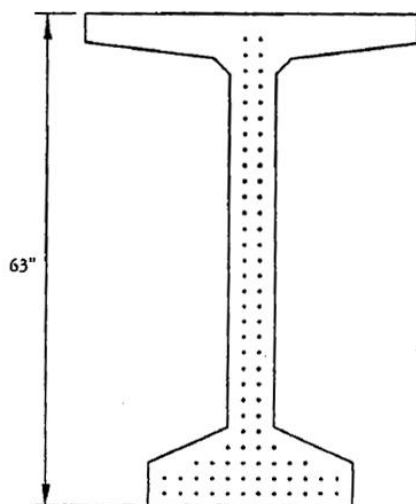
*Based on simple span, HS-25 loading and $f'_c = 7,000$ psi.

Figure – 14 (a) AASHTO/PCI Bulb Tees (Courtesy PCI, Ref. 12.11)

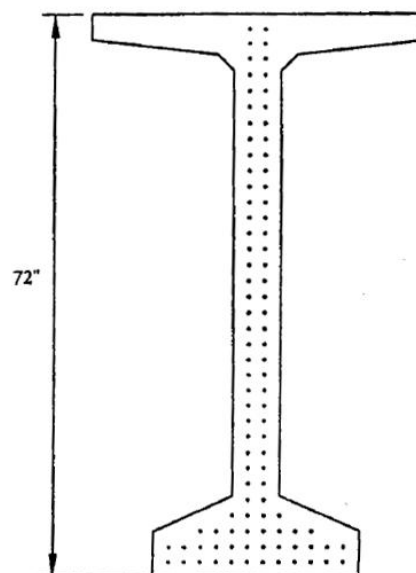
AASHTO-PCI Bulb-Tees



BT-54



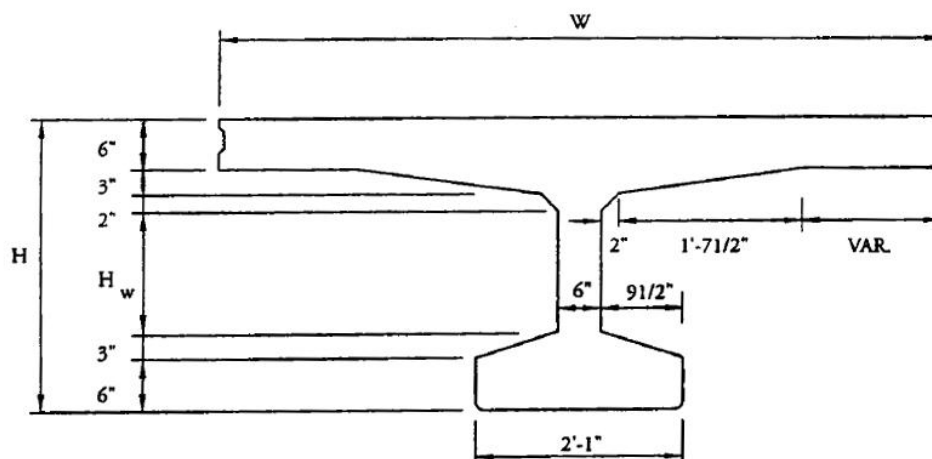
BT-63



BT-72

Figure –14(b) Possible Strand Arrangement for Sections in Figure C–7 (a)

Deck Bulb-Tees



Dimensions and Properties

H in.	H _w in.	W in.	Area in. ²	Inertia in. ⁴	y _{bottom} in.	Weight kip/ft	Maximum Span* ft
35	15	48	677	101,540	21.12	0.75	100
		72	823	116,071	23.04	0.91	78
		96	967	126,353	24.37	1.07	65
53	33	48	785	294,350	31.71	0.87	145
		72	931	335,679	34.56	1.03	121
		96	1,075	365,827	36.63	1.19	105
65	45	48	857	490,755	38.55	0.95	168
		72	1,003	559,367	41.95	1.11	148
		96	1,147	610,435	44.46	1.27	130

*Based on simple span, HS-25 loading and $f'_c = 7,000$ psi.

Figure – 15 (a) AASHTO/PCI Shallow Bridge Deck Bulb Tees (Courtesy PCI, Ref. 12.11)

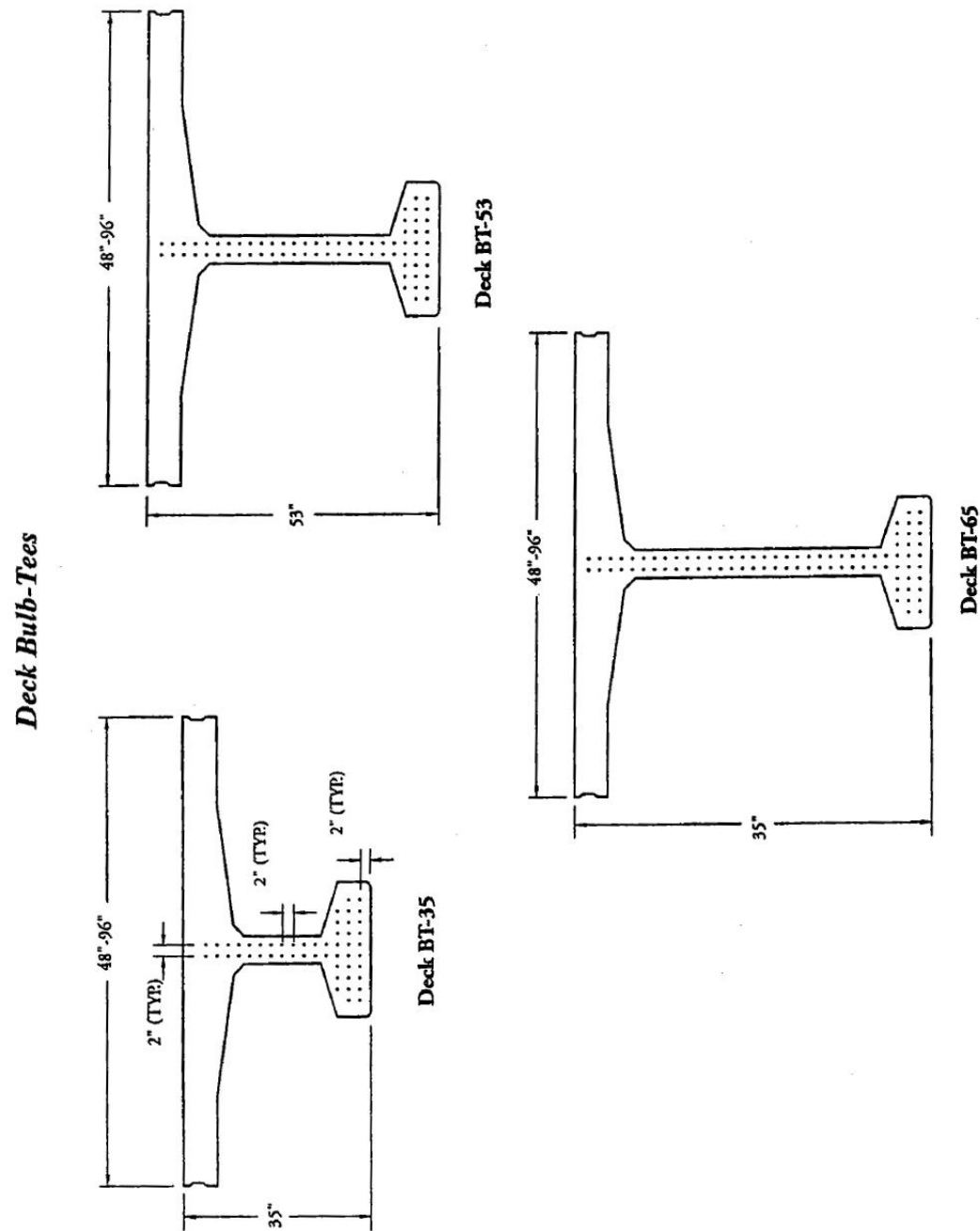
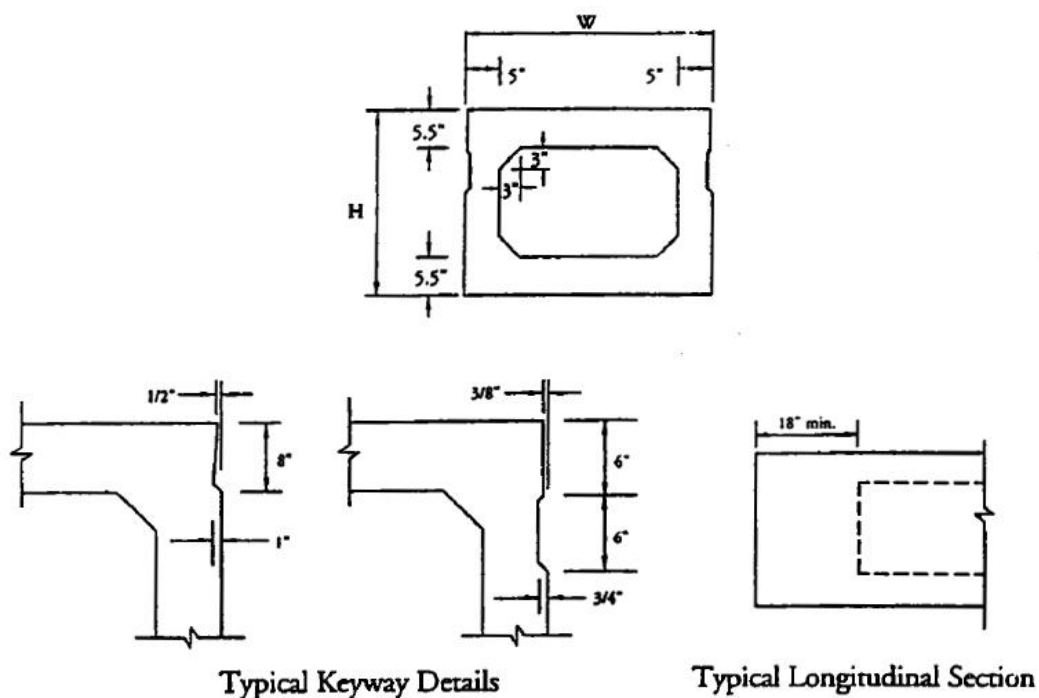


Figure –15 (b) Possible Strand Arrangement for Sections in Figure C-8 (a)

AASHTO Box Beams



Dimensions (inches)

Type	W	H
BI-36	36	27
BI-48	48	27
BII-36	36	33
BII-48	48	33
BIII-36	36	39
BIII-48	48	39
BIV-36	36	42
BIV-48	48	42

Properties

Type	Area in. ²	y_{bottom} in.	Inertia in. ⁴	Weight kip/ft	Max. Span* ft
BI-36	560.5	13.35	50,334	0.584	92
BI-48	692.5	13.37	65,941	0.721	92
BII-36	620.5	16.29	85,153	0.646	107
BII-48	752.5	16.33	110,499	0.784	108
BIII-36	680.5	19.25	131,145	0.709	120
BIII-48	812.5	19.29	168,367	0.846	125
BIV-36	710.5	20.73	158,644	0.740	124
BIV-48	842.5	20.78	203,088	0.878	127

*Based on simple span, HS-25 loading and $f'_c = 7,000$ psi.

Figure -16 (a) AASHTO/PCI Bridge Box Girders (Courtesy PCI, Ref. 12.11)

AASHTO Box Beams

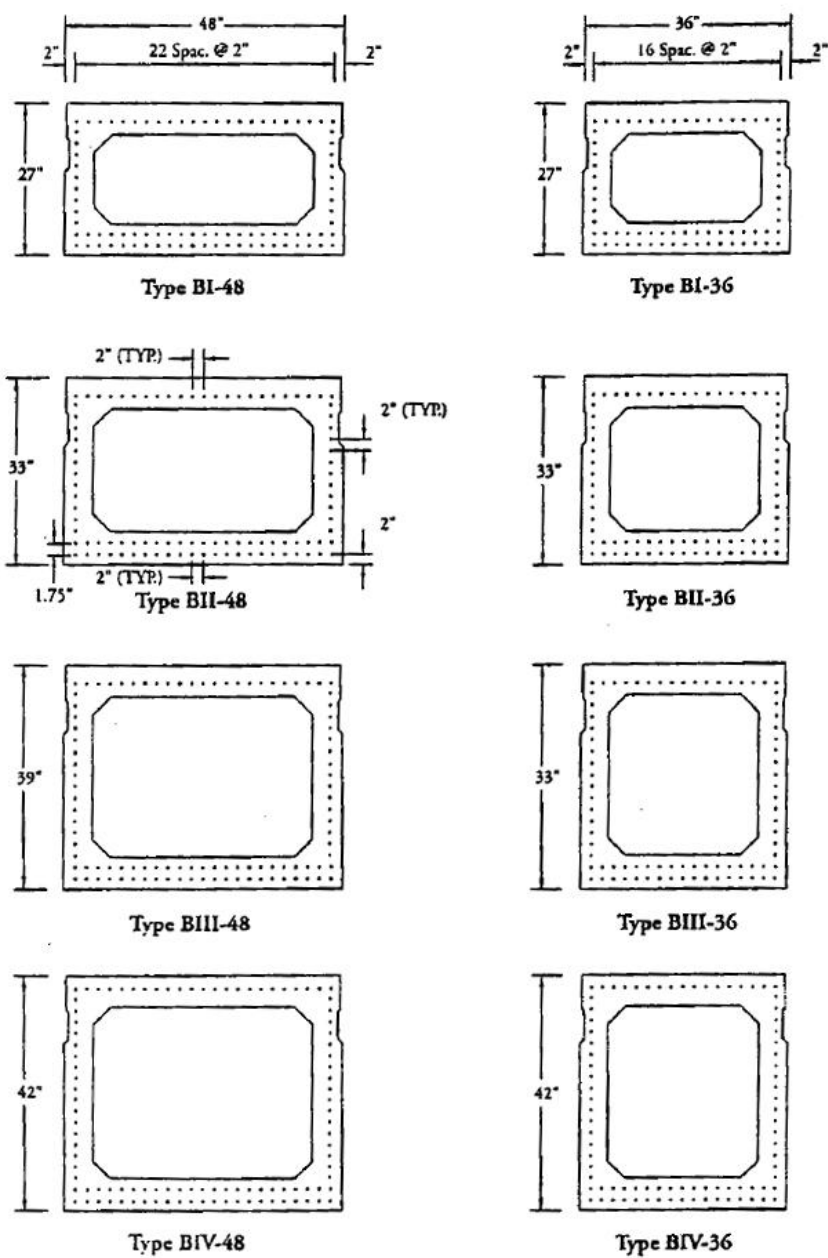


Figure –16 (b) Possible Strand Arrangement for Sections in Figure –16 (a)